



Usinabilité d'aciers inoxydables type 316 L : application au micro-fraisage

Laurent Guyout

► To cite this version:

Laurent Guyout. Usinabilité d'aciers inoxydables type 316 L : application au micro-fraisage. Autre. Université de Franche-Comté, 2014. Français. NNT : 2014BESA2002 . tel-01124329

HAL Id: tel-01124329

<https://theses.hal.science/tel-01124329>

Submitted on 6 Mar 2015

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



SPIM

Thèse de Doctorat



école doctorale sciences pour l'ingénieur et microtechniques
UNIVERSITÉ DE FRANCHE-COMTÉ

Usinabilité d'aciers inoxydables

type 316L: application

au micro-fraisage

■ GUYOUT LAURENT

SPIM

Thèse de Doctorat

UFC

école doctorale sciences pour l'ingénieur et microtechniques
UNIVERSITÉ DE FRANCHE-COMTÉ

spécialité Mécanique, préparée au sein du CETEHOR (Besançon), AMPT (centre de Cluny) et FEMTO-ST (Besançon)

présentée par **Laurent GUYOUT**

**USINABILITE D'ACIERS INOXYDABLES TYPE 316L :
APPLICATION AU MICRO-FRAISAGE**

Thèse soutenue publiquement le 28 / 01 / 2014

devant le jury composé de :

Rapporteur :	M. Benoît FURET	Professeur IRCCYN, Université de Nantes
Rapporteur :	M. René LEROY	Maître de conférences HDR LMR-CEROC, Université de Tours
Président du jury :	M. Daniel DUDZINSKI	Professeur LEM3, Université de Lorraine
Examineur :	M. Nicolas RENAUDOT	Docteur service usinabilité, Sté UGITECH, UGINE
Directeur de thèse :	M. Philippe PICART	Professeur DMA, FEMTO-ST, Université de Franche Comté
Codirecteur de thèse :	M. Guillaume FROMENTIN	Maître de conférences HDR LaBoMaP, Arts & Métiers ParisTech Cluny
Invité :	M. Pierre FALBRIARD	Responsable R&D société Louis BELET SA, Vendlincourt, Suisse
Invité :	M. Pascal HÉLY	Responsable technique comité FRANCÉCLAT, CETEHOR, Besançon
Invité :	M. Ugo MASCIANTONIO	Ingénieur R&D usinage Procédés Performants et Innovants, CETIM Senlis

Présentation

Résumé

Le micro-fraisage permet de couvrir le gap actuel entre les techniques de fabrication à l'échelle macro et l'échelle nano. La cible visée est l'usinage précis de structures en 3D, à des dimensions micrométriques, dans des matériaux d'ingénierie, se plaçant aux frontières de deux mondes : d'une part, le fraisage traditionnel appelé « fraisage macro » et d'autre part, la micro-fabrication et ses techniques dites de « salle blanche ». Le besoin industriel croissant en composants miniatures est identifié. L'étude scientifique du micro-fraisage avec des fraises de diamètre inférieure à 1 mm est récente (début des années 2000) et ouvre de nombreuses perspectives de progrès pour son application industrielle.

L'étude innovante porte sur le micro-fraisage d'aciers inoxydables 316L avec des micro-fraises cylindriques en carbure de tungstène avec un équipement industriel. Le choix d'une machine outil commercialisée non optimisée permet d'accentuer les nombreuses difficultés technologiques liées à la mise en œuvre du micro-fraisage et d'effectuer directement un transfert de compétences vers l'industrie. Malgré une demande industrielle croissante, l'acier 316L (biocompatible, réputé de difficilement usinable) n'a jamais été étudié en micro-fraisage.

L'étude aborde, au travers de neuf ratios caractéristiques du micro-fraisage, les problématiques de choix de moyens et de méthodes pour caractériser les efforts de coupe de grande dynamique et de faible intensité, l'influence de la rotation haute fréquence des électro-broches et l'effet de la faible épaisseur coupée vis-à-vis du mal-rond et du rayon d'acuité d'arête de l'outil.

Après la caractérisation de trois nuances d'acier 316L et des deux types de fraises, les investigations menées traitent les effets de la mise en œuvre sur une machine industrielle et abordent l'effet d'échelle (macro-micro) de la coupe avec la fraise de diamètre 0.5 mm à l'échelle micro, et avec la fraise de diamètre 3 mm à l'échelle macro. Puis la démarche d'étude « semi-micro » est mise en place, permettant d'appréhender comparativement la coupe à l'échelle micro avec la fraise macro.

Après analyses des micro-géométries des outils utilisées, des copeaux, des états de surfaces, des bavures et des variations d'énergies spécifiques de coupe, la définition géométrique optimale d'une micro-fraise innovante, appelée « demi-lune » de diamètre 0.5 mm est proposée. Après fabrication, sa tenue en service est validée par des tests en usinage dans l'acier 316L, répondant ainsi, à une problématique de coupe négative à basse vitesse de coupe avec des effets d'échelle du matériau.

Une originalité de l'étude est d'aborder l'effet de la population inclusionnaire visant à améliorer l'usinabilité. En comparant les résultats (morphologie et micrographie des copeaux, endommagement de l'outil, efforts de coupes) obtenus par micro-fraisage d'une nuance d'acier 316L dite « pure », et, d'une autre dite « à usinabilité améliorée », la population inclusionnaire n'est pas identifiée comme un facteur améliorant l'usinabilité de l'acier 316L à l'échelle de la coupe micro.

Mots clés

micro-fraisage, effets d'échelle, acier inoxydable, efforts de coupe, population inclusionnaire, caractérisations mécaniques, rayon d'acuité d'arête, usure, géométrie de coupe

Abstract

The micro milling can cover the gap between current manufacturing techniques at the macro and nano scale. The target is the precise machining of 3D structures to micrometric dimensions, in engineering materials, to be placed at the borders of two worlds : the one hand , the traditional milling called "macro milling" and other hand, the micro-fabrication and its so-called "clean room" techniques. The growing industrial need for miniature components is identified. The scientific study of micro-milling cutters with diameter less than 1 mm is recent (early 2000's) and opens up many opportunities for progress for its industrial application.

The innovative study focuses on the micro-milling of stainless 316L steel with carbide micro end mills with industrial equipment. The choice of a machine tool marketed unoptimized can caricature the many technological challenges related to the implementation of the micro-milling and make a direct transfer of skills to the industry. Despite growing industrial demand, 316L steel (biocompatible, reputed difficult to machine) has never been studied in micro-milling.

The study looks at ratios through new features of the micro-milling, the problems of choice of means and methods to characterize the cutting forces high dynamics and low intensity, the influence of high frequency electro-spindle and the effect of the thin cut opposite to the tool runout and the tool edge radius .

After the characterization of three grades 316L and two types of end mills, investigations treat the effects of the implementation of an industrial machine and address the effect of scale (macro-micro) cutting with 0.5 mm micro end mill diameter at the micro level, and with 3 mm end mill diameter at the macro level . Then study approach "semi-micro" is established, to apprehend compared cutting the micro level with macro end mills.

After analysis microgeometries tools used, chips, surface states, burrs and variations of specific cutting energy, the optimal geometric definition of an innovative micro end mill, called "half-moon" 0.5 mm diameter is proposed. After manufacture, service behavior is validated by testing machining in 316L steel, responding to a question of negative cutting with low cutting speeds and scale effects of the material.

An originality of the study is to address the effect of the inclusion population to improve machinability. Comparing the results (morphologies chips and micrographs of chips, tool wear, cutting forces) obtained by micro-milling of 316L steel grade called "pure", and another called "high machinability" the inclusion population is not identified as a factor improving the machinability of 316L steel cutting at micro scale.

Keywords

Micromachining, milling, size effects, stainless steel, cutting forces, inclusion population, mechanical characterizations, tool edge radius, wear, cutting geometry.

Remerciements

L'aboutissement de ces travaux est le fruit de nombreuses collaborations et de multiples soutiens. Je tiens à exprimer ici tous mes remerciements. Il est habituel, voire banal, de trouver dans les rapports que nous lisons ces fameux remerciements, nous passons rapidement dessus. Mais ils prennent une valeur inestimable lorsque vous savez, que sans ces personnes aidantes, accompagnantes, il n'y aurait rien, rien que du vent, des idées... Merci à ceux qui ont permis de rendre réel ces travaux, de croire en mon projet, telle une aventure extraordinaire, un voyage fantastique, une véritable entreprise. Conduits sur différents sites et faisant appel à de nombreuses spécialités, ces travaux ont d'abord été une véritable aventure humaine, une succession de rencontres plus enrichissantes les unes que les autres. Jamais je n'aurais imaginé que ce travail de recherche allait être une telle source d'enrichissement. Malheureusement, ce mémoire scientifique ne laisse pas la place aux Hommes, très peu de noms apparaissent, le « je », le « nous » en sont d'ailleurs exclus. Je suis (enfin) heureux de leur offrir cette place tant méritée. Merci à

La société Louis Belet Sa, ses dirigeants, Pierre Falbriard,

Le CETIM et particulièrement Ugo Masciantonio,

Le comité FRANCÉCLAT, son département technique CETEHOR, Pascal Hély, Cécile,

Isabelle, Mr Buron, Jean-Marc, Laurent, Emmanuel, Claude et tout le personnel,

L'ENSAM de Cluny, Denis Lagadrillière, Gérard Poulachon, Guillaume Fromentin,

L'institut FEMTO-ST, son directeur Nicolas Chaillet, Le CNRS, Michel De Labachellerie,

Philippe Picart, Patrick Delobelle, Gérard Michel, Fabrice Richard, Jean-Marc Cote, Vincent

Placet, Emmanuel Foltête, Morvan Ouisse, Laurent Hirsinger, Sébastien Thibaud, Delphine

Travaglini, Claude Roques-Carmes, Christine Millot, Joseph Gavoille,

Ainsi que Lilian Meunier, Pierre Roland, Sylvain Gauby, Cyrille Barbier, JBO

L'Université de Franche Comté, l'UFR ST, son directeur Mr Kadmiri, le service du personnel,

l'école doctorale, le département MgM et mes collègues et étudiants,

Et bien sûr à ceux qui ont contribué et que j'ai oublié.

Une dédicace spéciale à mes directeurs de thèse, pour leur soutien et leur obstination à me faire avancer, pour tout le temps qu'ils ont investi, et la précision chirurgicale de leurs remarques.

Enfin merci aux membres du jury, aux rapporteurs qui ont su se rendre disponible en temps et en heure, je ne leur ai pas facilité la tâche, qu'ils en soient vivement remerciés.



L.GUYOUT Micro-cube paradoxé Crédit Photo : CETIM - Christian BARRET

Une connaissance qui n'est pas donnée avec ses conditions de détermination précise
n'est pas une connaissance scientifique »

Gaston BACHELARD

« La formation de l'esprit scientifique »

1938, p. 72

Sommaire

PRESENTATION.....	I
RESUME	I
REMERCIEMENTS	III
SOMMAIRE.....	V
1. ÉTAT DE L'ART.....	- 6 -
1.1. INTRODUCTION	- 6 -
1.2. COUPE	- 7 -
1.3. MICRO MANUFACTURING	- 12 -
1.4. MICRO COUPE	22
1.5. ETUDES EXPERIMENTALES EN MICRO-FRAISAGE	61
1.6. DESIGN DES OUTILS DE MICRO-FRAISAGE.....	69
1.7. ACIER 316L : COMPORTEMENT ET USINABILITE (ECHELLE MACRO).....	73
2. OBJETS DE L'ETUDE	- 87 -
2.1. INTRODUCTION	- 87 -
2.2. MATERIAU COUPE : ACIER 316L	- 87 -
2.3. FRAISES	- 120 -
2.4. CONCLUSION	- 128 -
3. MOYENS & METHODES EXPERIMENTAUX	- 131 -
3.1. INTRODUCTION	- 131 -
3.2. EFFORTS DE COUPE.....	- 132 -
3.3. OBSERVATIONS ET ANALYSE D'IMAGE	- 149 -
3.4. CARACTERISATION DU COMPORTEMENT DYNAMIQUE DES BROCHES.....	- 155 -
3.5. PROCESSUS ELEMENTAIRE D'USINAGE.....	- 162 -
3.6. MICRO COPEAUX.....	- 181 -
3.7. CONCLUSION	- 183 -

4. EFFET D'ECHELLE EN COUPE MICRO / MACRO	- 186 -
4.1. INTRODUCTION	- 186 -
4.2. MAL ROND	- 187 -
4.3. ESSAIS DE COUPE	- 195 -
4.4. OBSERVATIONS SUR L'ENDOMMAGEMENT DES OUTILS	- 221 -
4.5. CARACTERISATION DE LA SECTION DE L'EPROUVETTE USINEE	- 224 -
4.6. COPEAUX	- 226 -
4.7. COMPORTEMENT DYNAMIQUE DES MICRO-FRAISES	- 234 -
4.8. CONCLUSIONS	- 241 -
5. ESSAIS D'USINABILITE : endommagement de l'outil et influence de la nuance de 316L.....	- 245 -
5.1. INTRODUCTION	- 245 -
5.2. ENDOMMAGEMENT DE L'OUTIL.....	- 246 -
5.3. INFLUENCE DE LA POPULATION INCLUSIONNAIRE	- 289 -
5.4. CONCLUSION	298
6. INFLUENCE DE LA GEOMETRIE D'OUTIL SUR SA TENUE EN SERVICE.....	- 302 -
6.1. INTRODUCTION	- 302 -
6.2. PARAMETRES DEFINISSANT LA GEOMETRIE D'OUTIL.....	- 304 -
6.3. GEOMETRIE DE BEC.....	- 308 -
6.4. GEOMETRIE DE COUPE.....	- 353 -
6.5. ETUDE DE MICRO-FRAISE PROTOTYPE « DEMI-LUNE » D0.5	- 363 -
6.6. CONCLUSION	- 390 -
CONCLUSION	- 394 -
ANNEXES	
ANNEXES 1	-A1- 1 à 3
ANNEXES 2	-A2- 1 à 14
ANNEXES 4	-A4- 1 à 7
ANNEXES 5	-A5- 1 à 9
ANNEXES 6	-A6- 1 à 6

CATÉGORIE							ABRÉVIATION	SIGNIFICATION
outil	broche	coupe	ratio	essai	matériau	notation		
						1	"Air cutting"	usinage à vide, en conditions expérimentales mais sans enlèvement de copeau
							[MON 2011]	référence bibliographique
						1	§ 6-2-1	renvoi au paragraphe 2-1 du chapitre 6
						1	Accélérométrie	analyse FFT à partir d'un accéléromètre fixé sur la machine outil
					1		Acier 316L	acier inoxydable austénitique au molybdène de réf AISI:316L
1							Acuité d'arête	mesure locale caractéristique de la microgéométrie d'arête souvent modélisée par un rayon noté R β .
		1					Ae	engagement radial de la fraise
				1			Altitude d'usinage	position en Z du plan de travail dans l'épaisseur de l'éprouvette. Dans une épaisseur de 5 mm, il y a 4 altitudes possibles.
						1	AMDEC	Analyse des Modes de Défaillance, de leurs Effets et de leur Criticité
1							Ame de l'outil	diamètre inscrit dans la matière dans une section orthoaxiale de la fraise
1							Angle de taillant (pointeur)	angle β entre la face de coupe et la face de dépouille
						1	Annexe 5-2	renvoi à l'annexe n°5, figure 2
		1					Ap	engagement axial de la fraise
						1	Approche phénoménologique de la coupe	phénomènes physiques mis en jeu pour couper
		1					Ap _{réel}	engagement axial réel de la fraise (mesurable après usinage)
1							Arête de coupe	ligne crée par l'intersection de la surface de coupe et de la surface en dépouille
1							Arête en bout	constitue la taille en bout, permet le fraisage en bout
1							Arête frontale	voir arête en bout
1							Arête latérale	permet le fraisage en roulant
1							Axe de la fraise	axe de rotation théorique de l'outil en main, confondu avec l'axe Z sur la machine
						1	BCA	bande de cisaillement adiabatique
1							Bec outil	extrémité de la dent
1							Bout d'outil	extrémité réalisant la coupe en bout
	1						BPFI	Fréquence de passage des billes sur la bague intérieure.
	1						BPFO	Fréquence de passage des billes sur la bague extérieure.
		1					Broutage	mise en vibration de l'arête de coupe à partir d'un frottement
		1					BSF	Fréquence de rotation des billes sur leur propre axe.
				1			Campagne	ensemble d'essais
						1	Caractérisation « dynamique »	en usinage
						1	Caractérisation « statique »	hors usinage
		1					Cc	couple consommé par la coupe
						1	COM	Couple Outil Matière (démarche normalisée NFE66-520)

GLOSSAIRE 2 / 6

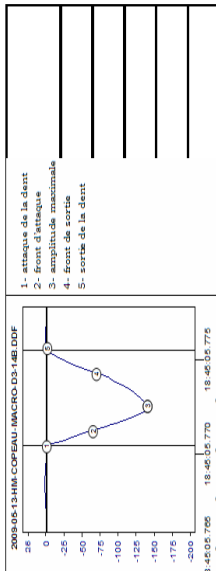
CATÉGORIE						ABRÉVIATION	SIGNIFICATION
outil	broche	coupe	ratio	essai	matériau		
		1				Conduite de la fraise	répartition temporelle des efforts assurant une réduction du maximum et de l'écart maxi (coupe oblique).
		1				Copeau	matière séparée du brut par l'action de l'outil
1						Coupe en bout	taille en bout de la fraise (plan XY), normale à son axe de révolution (axe Z)
		1				Coupe fermée	le bec (ou nez) de l'outil est engagé dans la matière
1						Coupe latérale	voir Fraisage en roulant
		1				Coupe macro	coupe à l'échelle macroscopique
		1				Coupe micro	coupe à l'échelle microscopique, influencée par des effets d'échelle, laissant une part importante au mode ploughing
		1				Coupe oblique	$\lambda_s \neq 0$
		1				Coupe orthogonale	$\lambda_s = 0$
		1				Coupe ouverte	le bec (ou nez) de l'outil n'est pas engagé dans la matière
		1				Coupe semi-micro (ou demi-micro)	coupe avec des outils macro permettant d'appréhender la phénoménologie de la coupe micro sans en subir les contraintes
1						D	diamètre de la fraise. Ex: D0.5 fraise de diamètre 0.5 mm
1						D0.5Z2 ou D0.5Z2#xx	micro fraise dde diamètre 0.5 mm, 2 dents à bec droit, référencée par le numéro #xx
1						D3Z1D#xx	fraise de diamètre 3 mm, 1 dent à bec droit, référencée par le numéro #xx
1						D3Z1R#xx	fraise de diamètre 3 mm, 1 dent à bec rayonné, référencée par le numéro #xx
1						D3Z2 ou D3Z2#xx	fraise de diamètre 3 mm, 2 dents à bec droit, référencée par le numéro #xx
1						Déchaussage (des grains de carbure)	défaut microgéométrique de l'arête exposant le grain et facilitant son extraction.
1						Dent	élément coupant de l'outil généralement constitué de 2 arêtes et d'un bec
						1 Dent majeure	dent coupant le plus car la plus excentrée
						1 Dent mineure	dent coupant le moins car la moins excentrée
						1 Déphasage ou φ	écart angulaire entre la direction du mal rond et la droite formée par les 2 becs outils
				1		Déplacement paraxial	déplacement suivant un seul axe machine
1						Dépouille	angle outil ou surface outil en vis-à-vis de la surface usinée
1						Durée de vie	Durée d'utilisation jusqu'au moment où l'outil est considéré inapte à la coupe. Elle nécessite un critère de mort d'outil.
				1		E/S	entrée sortie de l'outil dans la matière à l'échelle de la passe
		1				Effort spécifique de coupe	équivalent au Kc du tournage $F_c = K_c \cdot a \cdot f$
						EMO	écarts de mise en œuvre
						Eq.	équation
					1	ESR	316L de nuance 1.44.41, Ugipure, refusion en contrôle d'oxydes
				1		Essais	ensemble de passes à paramètre prédéfinis
		1				F (ou Vf)	vitesse d'avance $= Fz \cdot Z \cdot N$
		1				F* _{moy}	effort de coupe résultant F* _{instantané} moyenné sur une période de temps

CATÉGORIE							ABRÉVIATION	SIGNIFICATION
outil	broche	coupe	ratio	essai	matériau	notation		
		1					Favance	effort de coupe dans la direction d'avance
		1					Fc	effort de coupe (normal) approximé par Fres
						1	FFT	analyse spectrale par la transformée rapide de Fourier
						1	FTB	Focus Ion Beam
						1	Fig.	figure
						1	Fig. 5-2	figure ou renvoi à la figure n°2 du chapitre 5
		1					Fn	effort de coupe normal à l'outil
		1					Fnormal	effort de coupe perpendiculaire à la direction d'avance
		1					Fo	fréquence propre en Hz
							Fo _{broche}	$Fo_{broche} = \frac{1000 * f_c * Z}{\pi * D * 60}$
		1					Fo _i	fréquence du mode propre d'ordre i, en Hz
		1					FPD	fréquence de passage de dent en Hz = Z*N/60 avec N en tr/min et Z nombre de dents (supposées équiraparties)
1							Fraisage en bout	génération de surfaces par travail d'enveloppe de la trajectoire trochoïdale du bec outil
1							Fraisage en roulant	génération de surface par travail de forme de l'arête latérale
1							Fraisage latéral combiné	fraisage en bout et en roulant simultanés
1							Fraise droite	fraise 2 tailles, cylindrique de révolution
1							Fraise rayonnée	bec outil rayonné
1							Fraise taille droite	sans hélice
		1					Fres _{instantané}	effort de coupe résultant instantané dans le plan orthoaxial à l'axe de l'outil
		1					Fres _{moy}	effort de coupe résultant Fres _{instantané} moyenné sur une période de temps
							Fres _{Moy}	$Fres_{Moy} = \sqrt{FX^2 + FY^2}$
							Fres _{Moy}	$Fres_{Moy} = \frac{1}{(t_f - t_i)} \int_{t_i}^{t_f} \sqrt{FX^2 + FY^2} . dt$
		1					Fres _{usi}	effort de coupe résultant en usinage
		1					Fres _{vide}	effort de coupe résultant mesurée alors que l'outil tourne mais n'usine pas (bruit d'acquisition) en "air cutting"
		1					Ft	effort de coupe tangentiel à l'outil
1							FTF	Fréquence de rotation de la cage.
		1					FX, FY, FZ	efforts de coupe dans le repère XYZ pièce
		1					Fz	avance à la dent, notée f _z dans la littérature en mm/dent/tour ou en µm/dent/tour (µm/dt/tr)
1							Géométrie de la surface de coupe	angles d'outil et état des surfaces de coupe
1							Gouge	géométrie de l'outil qui réalise la surface de coupe
1							Gouge (paramètres)	profondeur, largeur, volume, dégagement
1							Goujure	terme équivalent à gouge
		1					H _c	épaisseur coupée non déformée

GLOSSAIRE 4 / 6

CATÉGORIE						ABRÉVIATION	SIGNIFICATION
outil	broche	coupe	ratio	essai	matériau	notation	
1						Hélice	angle d'inclinaison de l'arête latérale λ_s
					1	HM	316L de nuance 1.44.04, High Maleability, ugima2
	1					H_{\max}	épaisseur coupée non déformée maximale
	1					H_{\min}	épaisseur coupée minimum ou copeau minimum, épaisseur Hc à partir de laquelle il y a formation de copeau
	1					H_r	épaisseur du retour élastique du matériau non coupé
				1		HV ₃₀	dureté vickers sous 30 kg
				1		HV _{50gr}	dureté vickers sous 50gr
				1		ICH	316L de nuance 1.44.35, pour Industrie des Composants Horloger
1						Listel	face de dépouille latérale
						Mal rond ou MR ou Mr	écart de distance mesurée entre chaque bec outil et l'axe de rotation ou défaut d'excentration relatif à plusieurs becs outil
						Marble (réactif)	mélange d'une solution aqueuse de sulfate de cuivre ($\text{Cu}^{2+} + \text{SO}_4^{2-}$) de concentration $C_s = 0.6 \text{ mol.L}^{-1}$ et d'une solution aqueuse d'acide chlorhydrique ($\text{H}_3\text{O}^+ + \text{Cl}^-$) de concentration $C = 6 \text{ mol.L}^{-1}$
						MEB	microscope électronique à balayage
						Mesure accélérométrique	voir accélérométrie
						Micro-fraise	fraise de diamètre inférieur à 1 mm
1						Microgométrie de l'arête de coupe	défauts localisés sur l'arête de coupe
					1	MME	moyens et méthodes expérimentales
				1		MnS	inclusion de sulfure de manganèse
	1					Mode de coupe	cisaillage ou ploughing
	1					Mode d'usinage	avalant ou opposition
					1	N	Newton
		1				N	fréquence de rotation de la broche en tr/min
			1			N° de passe	n° d'ordre de la passe dans l'essai
					1	OmXYZ	repère machine de programmation
					1	OpXYZ	repère pièce de programmation
				1		Outil de préparation	fraise D4Z3 de diamètre 4 mm à 3 dents, bec rayonné, angle d'hélice 45°, revêtu TiN
		1				P	utilisée pour reconditionner in situ les éprouvettes
				1		Passe ou incrément	puissance de coupe = Fe^*Vc
		1				Pic d'effort	trajet élémentaire d'usinage, paraxial à altitude constante
1						Plan ortho axial (à l'axe de la fraise)	point d'amplitude maximal sur un profil d'effort
						Platine	plan d'avance XY
					1	Ploughing	capteur dynamométrique MiniDyn réf Kistler 9256C1
	1						mode de coupe dite de labourage: incapacité de l'outil à couper la matière de façon satisfaisante

CATÉGORIE						ABRÉVIATION	SIGNIFICATION
outil	broche	coupe	ratio	essai	matériau		
1						Poli glace	qualité de finition de surface de type « optique »
		1				Population inclusionnaire	corps (oxydes ou sulfures) aspects microstructuraux du matériau coupé
1						P_R	Plan de référence de l'outil (perpendiculaire à V_c au point considéré de l'arête)
1						Profil d'arête	ligne d'arête de coupe et son intégrité globale
		1				Profil d'effort	évolution de l'amplitude dans le temps de l'effort de coupe.
		1				Profil d'effort	1- attaque de la dent
		1				Profil d'effort	2- front d'attaque
		1				Profil d'effort	3- amplitude maximale
		1				Profil d'effort	4- front de sortie
		1				Profil d'effort	5- sortie de la dent
		1				Profil enveloppe d'effort	courbe enveloppe liant tous les amplitudes maximales de chaque passage de dent.
						Protocole expérimental	procédure établie préalablement à l'essai
		1				Q	débit copeau = $A_e * A_p * V_f$
1						R	rayon de la fraise
			1			R_{Hc}/R_g	épaisseur coupée sur rayon d'acuité
			1			R_{Hc}/T_g	épaisseur coupée sur taille de grain
1						R_g	rayon d'acuité d'arête (tool edge radius) modélisant une réalité pas forcément arrondie
					1	Salle blanche	atelier à environnement contrôlé à un niveau élevé
					1	Salle grise	atelier à environnement contrôlé à un niveau intermédiaire
				1		Série	ensemble de (9) passes consécutives sans interruption enchaînées automatiquement
1						Surface de coupe	surface sur laquelle le copeau se forme et s'évacue
1						Surface de dépouille	surface pouvant talonner sur la pièce (retour élastique)
					1	Tab.	tableau de données
					1	Tab. 3-1	tableau ou renvoi au tableau n°1 du chapitre 3
		1				Tartinage	défaut microgéométrique des états de surface correspondant à un écrasement de matière observé en mode de coupe ploughing.
			1			Taux de mal rond	rapport d'amplitude d'effort de coupe maxi entre dent1 / dent2
1						Tenue en service	évolution du processus d'endommagement incluant la fin de vie
					1	T_g	Taille de grain moyenne observée par micrographie de la structure du matériau
		1				Typologie de copeau	nom des différentes morphologies de copeau (continu, segmenté, continu avec déformation localisée)
1						V_B, V_{Bc}, V_{BN} ou Svp	critères d'usure d'outil
		1				V_c	vitesse de coupe
		1				V_f (ou F_z)	vitesse d'avance = $F_z/Z*N$



CATÉGORIE								ABRÉVIATION	SIGNIFICATION
outil	broche	coupe	ratio	essai	matériau	notation	vocabulaire		
1								Voile de la meule de finition	léger défaut de surface à l'état poli glace donnant une variation dans la réflexion lumineuse.
1								Volume de la gouge	dégagement permettant la formation du copeau sur la face de coupe
	1							W _c	énergie de coupe = $P_c / Q = F_{res_{moy}} * V_c / (A_e * A_p * V_f)$
						1		WEDG	Wire Electro Discharge Grinding
						1		Worksheet	feuille de programmation du logiciel DasyLab ou Labview
1								Z	nombre de dent d'une fraise
		1						Z0	Zone morte
		1						ZCP	Zone de Cisaillement Primaire
		1						ZCS	Zone de Cisaillement Secondaire
		1						ZCT	Zone de Cisaillement Tertiaire
		1						Zone de coupe	ZCP, ZCS, ZCT, Z0 d'après la nomenclature de Pomey
1								λ _s	angle d'hélice entre l'axe de la fraise et la tangente au listel

INTRODUCTION

Introduction

C'est naturellement, à Besançon, centre historique des microtechniques, que cette étude a débuté. A partir de 2003, la nécessité de réaliser des pièces micro-fraisées de haute précision a permis de se confronter aux nombreuses problématiques du micro-fraisage. C'est un monde nouveau qu'il a fallu découvrir : fraiser avec des micro-fraises dont le diamètre est inférieur à 1 mm. Après un nombre conséquent d'expériences d'usinage, il est apparu nécessaire de se pencher sur la problématique scientifique pour fiabiliser la réalisation de pièce par micro-fraisage.

La génération en 3D de micro surfaces complexes dans un matériau quelconque (ou presque) est l'avantage primordial du micro-fraisage. Un large éventail de matériaux d'ingénierie (alliages d'aluminium, aciers inoxydables, titane, laiton, plastiques, céramiques, composites, ...) est « micro-fraisable ». L'acier inoxydable austénitique au molybdène de type 316L en est un exemple.

Pourtant, l'obtention de micro-pièces fraisées semble relever d'un cercle fermé d'initiés relevant presque d'une confrérie aux lourds secrets voire, pour certain, de la magie. Restant à des volumes de production confidentiels, le micro-fraisage ne subit pas de pression technico-économique, seul le volet faisabilité est recherché, l'approche scientifique est absente car elle ne se justifie pas par la nécessité d'optimiser les process. La démarche généralement adoptée est d'appliquer une simple règle de proportionnalité au fraisage macro pour faire du micro-fraisage. Cette démarche est vite confrontée à des contraintes technologiques (par exemple la fréquence de rotation d'une broche) et s'associe d'un constat négatif en terme de fiabilité (par exemple casse outil intempestive) et de répétabilité (dispersions lors d'une production de série ou lors d'une relance d'une série). Les outils sont très majoritairement en carbure de tungstène. Les « micro-fraise », sont des outils dont le diamètre est inférieur à 1 mm. Cette appellation est non normalisée mais reconnue d'usage. L'évolution des moyens (machine et outils) rend le micro-fraisage accessible industriellement.

Les secteurs industriels (biomédical, optique, micro moules, horlogerie, bijouterie, etc....) déjà utilisateurs de cette technique, sont confrontés à la faible robustesse du procédé (rupture prématurée d'outil, reproductibilité des états de surface, qualification d'outils et conditions de coupe). Ils sont demandeur de savoir faire et de règles métier guidées scientifiquement pour les accompagner dans leur choix techniques et réduire les multiples, longues et coûteuses mises au point.

Le changement du contexte économique en faveur de la miniaturisation des produits est en train de faire évoluer les enjeux. Le micro-fraisage est par essence « précis » (au sens habituel d'usinage de précision) et « rapide » permettant une productivité importante (débit copeau) vis-à-vis des techniques

concurrentes disponibles avec ce niveau de précision en micro-fabrication. Les laboratoires de recherche abordent progressivement la problématique du micro-usinage.

C'est dans un cadre collaboratif entre recherche et industriels que cette étude a été conduite. Les partenaires sont les deux laboratoires de recherche, deux centre techniques et une société :

- le LaBoMaP -Arts et Métiers Paris Tech (Cluny),
- le département Méc'Appli de l'institut FEMTO-ST (Besançon),
- le CETEHOR (Besançon),
- le CETIM , pôle Procédés Performants et Innovants (Senlis),
- la société Louis BÉLET SA (Vendlincourt, Suisse) spécialisée dans la fabrication de (micro) fraise pour l'industrie horlogère,

Le CETEHOR est le département technique du Comité FRANCÉCLAT, comité professionnel de développement économique au service des secteurs de l'horlogerie, de la bijouterie, de la joaillerie, de l'orfèvrerie et des arts de la table. C'est dans ses locaux que la plateforme de micro-fraisage a été déployée.

Le positionnement de l'étude est double :

- d'abord industriel, en s'intéressant à la technique de micro-fraisage au sens large et en particulier, de l'acier 316 L, destiné au marché horloger, du secteur médical et des microtechniques (marchés prometteurs se développant à court terme),
- ensuite scientifique, en se positionnant sur un domaine récent, peu couvert et qui n'avait encore jamais été traité en France en s'appuyant sur des spécialités de recherche complémentaires.

Les verrous identifiés sont technologiques et scientifiques. Les premiers sont liés à la maîtrise expérimentale des erreurs liées à la mise en œuvre du micro-fraisage et l'utilisation de micro-fraises. Les seconds se situent au niveau de la compréhension de phénoménologie de la coupe en micro-fraisage, de la modélisation et prise en compte des contraintes technologiques identifiées, afin de construire un modèle réaliste permettant, d'abord de maîtriser, et ensuite d'optimiser les performances du micro-fraisage.

Le macro et le micro-fraisage sont cinématiquement similaires, cependant les mécanismes d'enlèvement de matière sont significativement différents. Depuis le début des années 2000, la recherche scientifique d'une formulation plus réaliste pour la modélisation du micro-fraisage fait apparaître de nombreux verrous. Des changements dans les phénomènes physiques sous-jacents interviennent en raison des effets d'échelle. La géométrie de coupe effective de l'outil, la microstructure des matériaux de l'outil et de la pièce sont de l'ordre de grandeur du volume coupé. Les sections

coupées sont si petites que des effets apparaissent jusqu'alors négligés à l'échelle macroscopique. Les principes formulés par la théorie de la coupe à l'échelle macro (Merchant, Albrecht et successeurs) ne peuvent s'appliquer à l'échelle microscopique qu'en remettant en cause certaines hypothèses, essentiellement liées à l'effet du rayon d'arête de l'outil et à l'effet d'échelle de la matière (ne pouvant plus être considérée comme homogène et isotrope). Avec peu d'épaisseur coupée, sous l'action du rayon d'arête, la matière usinée a un comportement élasto-plastique, et revient frotter sur la face de dépouille de l'outil. La formation du copeau est parfois inexistante, c'est plus du labourage (ploughing) que de la coupe. Pour un même couple outil / matière, la coupe microscopique a un bilan énergétique très élevé. L'effet d'échelle du matériau est conséquent.

L'étude a pour objectif de contribuer à établir cette connaissance scientifique. La première originalité de l'étude est de mener ces travaux sur le micro-fraisage avec une machine industrielle. De ce fait, les problématiques liées à la mise en œuvre sont incontournables, et y répondre, est un des objectifs de l'étude. La seconde originalité est le choix d'usiner des aciers inoxydables type 316L en micro-fraisage. Ce matériau est quasiment absent de la littérature, l'étudier est scientifiquement une première de niveau international. Cet acier type 316L est réputé difficilement usinable. La troisième originalité est d'étudier l'effet de la population inclusionnaire, reconnue comme bénéfique à l'échelle macro, mais dont les effets sont inconnus dans le cadre de la coupe micro.

Les métallurgistes ne trouvent pas le marché du micro-usinage suffisamment porteur en termes de débouchés (tonnage) et proposent de livrer l'acier 316L dans les nuances déjà commercialisées et optimisée pour l'échelle macro. Le marché du médical en plein essor impose l'emploi de nuances de 316L exemptes d'inclusions. Une nuance d'acier 316L dite « propre » a été développée et brevetée. Le nombre d'inclusions est contrôlé à un niveau le plus bas possible. Il n'existe pas à ce jour d'étude scientifique sur son usinabilité.

Cela justifie le choix des trois nuances (fournies par la société Ugitech) retenues pour l'étude afin d'aborder, lors de la coupe à l'échelle micro, la problématique de l'effet de la population inclusionnaire lorsqu'elle est :

- soit présente et maîtrisée (deux nuances à usinabilité améliorée, nommées commercialement « HM » pour High Machinability et « ICH » pour l'Industrie des Composants Horlogers)
- soit volontairement absente (une nuance pour le médical nommée « ESR », abréviation du procédé d'élaboration de l'acier : Electro Slag Remelting).

Ce mémoire présente l'ensemble des travaux qui ont été réalisés en vue d'identifier les problématiques du micro-fraisage permettant de développer un savoir faire métier, de comprendre l'endommagement des outils lors de l'usinage d'aciers inoxydables type 316L et d'innover quant à la conception de micro-fraises. La nature de l'étude est expérimentale, à vocation industrielle. L'axe majeur de l'étude passe par la réalisation d'essais sur une plate forme de micro-fraisage instrumentée. Les caractérisations sont principalement la mesure des forces de coupe par table dynamométrique et l'observation des outils et des pièces sous microscope.

La première partie de ce mémoire restituera la problématique de la miniaturisation des opérations d'usinage et l'usinabilité de l'acier 316L. Les effets d'échelle seront notamment présentés en se focalisant sur le micro-fraisage.

Les caractérisations des nuances d'acier ainsi que des fraises utilisées seront présentées dans la deuxième partie. Pour l'acier, la microstructure et la population inclusionnaire seront détaillées ainsi que la détermination de l'acuité d'arête des fraises.

La troisième partie traitera des précautions dont il est nécessaire de s'entourer pour la mise en œuvre et présentera les moyens de caractérisations utilisés. La mesure des efforts de coupe et les observations sous microscope sont complétées par un équipement de mesure accélérométrique.

Les essais d'usinage suivant la démarche du couple outil/matière pour les deux diamètres d'outils de l'étude sont présentés dans la quatrième partie. Avec les analyses complémentaires sur les copeaux, la pièce et les outils, les résultats permettent de définir le contexte des deux dernières parties.

En adoptant la démarche dite « semi-micro », la cinquième partie présente l'étude de l'endommagement de l'outil D3Z2 et l'effet de la population inclusionnaire en condition de coupe micro. Un moyen économique de suivi de l'endommagement de l'outil est validé et des recommandations sur l'optimisation des géométries de (micro) fraise sont formulées.

Finalement, la sixième partie s'attachera à valider ces recommandations formulées, d'abord en montrant la nécessité de travailler avec des outils mono dent et ensuite en proposant et validant en usinage une micro-fraise de géométrie innovante appelée « demi-lune ».

CHAPITRE 1

ÉTAT DE L'ART

1. ÉTAT DE L'ART	- 6 -
1.1. INTRODUCTION	- 6 -
1.2. COUPE	- 7 -
1.2.1. Définition de l'échelle de coupe.....	- 7 -
1.2.2. Zones de coupe décrites à l'échelle méso	- 8 -
1.2.2.1. Population inclusionnaire	- 9 -
1.2.2.2. Formation du copeau	- 10 -
1.3. MICRO MANUFACTURING	- 12 -
1.3.1. Micro-fabrication	- 12 -
1.3.2. Micro-fraisage	15
1.4. MICRO COUPE.....	22
1.4.1. Effets de mise en œuvre.....	22
1.4.2. Mode de coupe	24
1.4.3. Formation du copeau	27
1.4.4. Usinage basse vitesse	29
1.4.5. Arête rapportée.....	30
1.4.6. Bavures	33
1.4.7. Trajectoire de la dent.....	37
1.4.8. Copeau minimum.....	39
1.4.9. Mal rond ou Run Out.....	40
1.4.10. Efforts de coupe	43
1.4.11. Effet du rayon d'arête.....	43
1.4.12. Effets vibratoires.....	49
1.4.13. Effets microstructuraux	53
1.4.14. Comportement du matériau	56
1.4.15. Synthèse des effets	59
1.5. ETUDES EXPERIMENTALES EN MICRO-FRAISAGE	61
1.5.1. Effets de la coupe en mode ploughing.....	61
1.5.1.1. Profils d'effort et états de surface	61
1.5.1.2. Refus de coupe	62
1.5.1.3. Usure et tenue en service	64
1.5.2. Manifestation des Effets d'échelle	67
1.6. DESIGN DES OUTILS DE MICRO-FRAISAGE.....	69
1.7. ACIER 316L : COMPORTEMENT ET USINABILITE (ECHELLE MACRO).....	73
1.7.1. Choix du 316L.....	73
1.7.2. Usinabilité.....	74
1.7.3. Propriétés physiques, mécaniques et composition chimique	77
1.7.4. Prix	77
1.8. CONCLUSION	78

1. État de l'art

1.1. Introduction

Le besoin industriel identifie un enjeu économique pour le procédé de micro-fraisage en fabriquant des pièces de plus en plus petites ou en usinant de micro-géométries imposant de faibles sections coupées. Les majeures problématiques du micro-fraisage sont les nécessités, d'une part, de réduire les efforts appliqués à la micro-fraise (résistance) et d'autre part de disposer de fréquences de rotation élevées (diamètres des outils). « Plus ça tourne vite, et moins ça va bien » résume en quelques mots Alain AUFFRET, directeur technique chez PRECISE France (<http://www.precise.fr/>), président de l'AUTGV (Association Usinage à Très Grande Vitesse), expert en UGV et en électro-broches hautes fréquences dédiées, en particulier, au micro-fraisage. Les performances des micro-fraises en sont fortement influencées. Expérimentalement, la mesure des efforts de coupe en micro-fraisage est un challenge à elle seule :

- le rapport signal/bruit est faible, les efforts sont de quelques deci Newton,
- la grande dynamique des efforts de coupe impose une bande passante de 5 333 Hz pour une fraise à $Z = 2$ dents tournant à 160 000 tr/min.

(CHAE, PARK ET AL. 2006) présentent un tour d'horizon des problématiques rencontrées en micro-fraisage. Cela se traduit par la difficile maîtrise des tolérances dimensionnelles et géométriques des surfaces générées et de l'endommagement outil. Pour améliorer les performances, la prédiction des efforts de coupe et leur surveillance dynamique sont des éléments clés.

La littérature présente des travaux expérimentaux (copeau, surface, efforts, endommagement outil) qui observent et analysent en des changements significatifs pour divers paramètres tels que la force de coupe, la formation des copeaux, les états de surfaces indispensables au développement et à l'optimisation de cette technique. Sur cette base, des adaptations de modèles connus de l'échelle macro sont proposées. Un des verrous scientifiques est la formulation de modèles prédictifs fiables des efforts de coupe en micro-fraisage. Les modèles sont sensibles à l'exactitude du calcul du volume de copeau et nécessitent une modélisation avancée du travail réel de la dent.

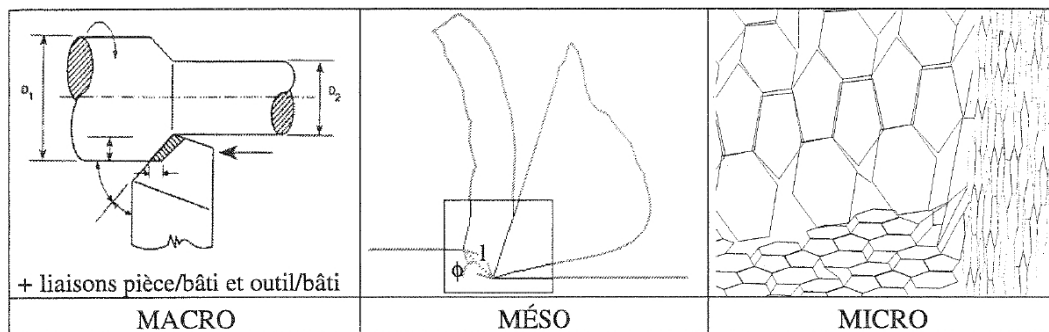
Après avoir défini les échelles de coupe et la technique de micro-fraisage, ce paragraphe s'attache à synthétiser les nombreux effets influents en micro-fraisage, et leur caractérisation expérimentale. La fabrication et la mise en œuvre de micro-fraises expérimentales sont ensuite détaillées. Et enfin, l'usinabilité de l'acier 316L est présentée.

1.2. Coupe

La notion d'usinabilité est liée à la formation du copeau, se situant à l'échelle MESO, ou à la transition MICRO-MESO. Cette usinabilité est dépendante globalement du processus d'usinage, de l'outil et du matériau.

1.2.1. Définition de l'échelle de coupe

D'après (M'SAOUBI 1998), il y a 3 échelles spatiales (Fig. 1-1-a) pour situer la problématique de l'usinage : MACRO, MESO et MICRO. Les points d'intérêt à une échelle donnée (Fig. 1-1-b) trouvent leur source à l'échelle inférieure.



a) différentes échelles du problème de l'usinage

MACRO (pièce + machine)	MESO (autour de la pointe outil)	MICRO (à l'échelle du matériau)
<ul style="list-style-type: none"> • rigidité dynamique • vibration • tenue des cotes • états de surfaces 	<ul style="list-style-type: none"> • zone de formation du copeau • morphologie copeau • gradients de température, de contrainte et de déformation 	<ul style="list-style-type: none"> • cristaux et inclusions • localisation de la déformation • modifications des microstructures

b) points d'intérêt d'une échelle

Fig. 1-1 Echelles d'étude de la coupe (M'SAOUBI 1998)

D'après (SIMONEAU, NG ET AL. 2006) la définition de l'échelle de coupe, macro, méso et micro est relative à la formation de copeau et donc à la notion de copeau minimum (noté H_{\min}). La valeur de H_{\min} n'est pas une constante mais dépend du couple outil matière. La taille de la microstructure exprimée par la taille moyenne de grain T_g est à mettre en rapport avec l'épaisseur coupée H_c de la pièce usinée. H_{\min} est fonction du ratio R_{H_c/T_g} . Ce ratio R_{H_c/T_g} permet de caractériser l'échelle de coupe et la morphologie des copeaux.

1.2.2. Zones de coupe décrites à l'échelle méso

Le phénomène de coupe produit de la chaleur qui est répartie en trois zones (Fig. 1-2) :

- zone 1 (ZCP) : plan de cisaillement et t° due à la déformation plastique de la matière,
- zone 2 (ZCS) : frottement de la face de coupe avec le copeau,
- zone 3 (ZT) : frottement de la face de dépouille avec la pièce,

En fonction des conditions d'usinage, la quantité de chaleur dégagée est telle qu'elle peut entraîner la fusion locale du copeau et la dégradation rapide de l'outil. Une cartographie des températures dans ces zones montre des températures atteignant les 1000°C. Pour le micro-fraisage, il n'y a pas de description spécifique de ces zones de coupe. La nomenclature méso de ces zones est adoptée.

Une spécificité du micro-fraisage est l'usinage basse vitesse (UBV). Dès lors que l'usinage se fait avec des vitesses de coupe trop basses, une arête rapportée se forme en zone 0 (ZM). Une déformation intense sépare la matière par refoulement. Des phénomènes de soudures locales font adhérer de la matière usinée sur l'outil. Ces adhésions se créent et disparaissent fréquemment, entraînant avec elles des morceaux d'outil. Ce point important sera examiné d'un paragraphe ultérieur.

Pour l'échelle macro, ces différentes zones existent:

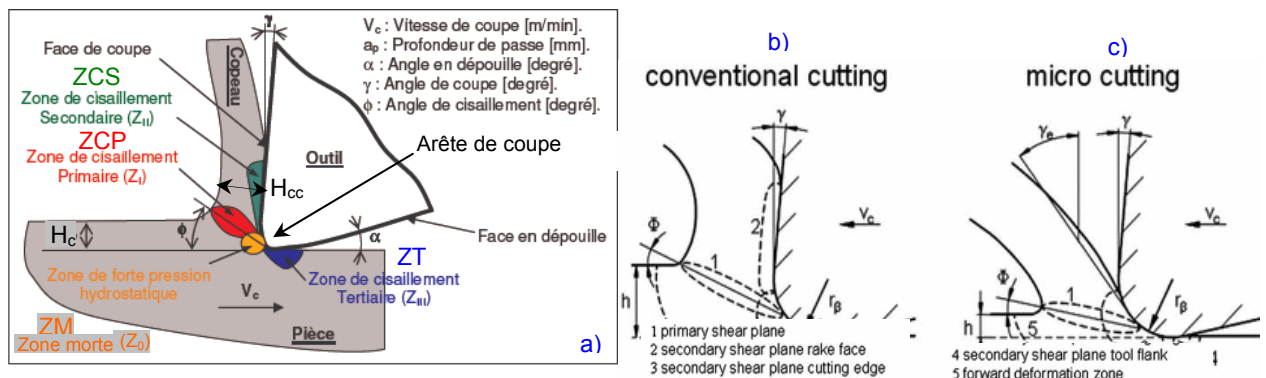


Fig. 1-2 Mise en situation des 4 zones sollicitant différemment l'outil lors de la formation du copeau : a) et b) à l'échelle macro, c) à l'échelle micro (CHANGEUX 2001; RECH 2002; HABAK 2006; SCHUELER, ENGMANN ET AL. 2010)

1.2.2.1. Population inclusionnaire

Pour le matériau, l'amélioration de l'usinabilité passe par la maîtrise d'une population inclusionnaire. Historiquement c'est le plomb et le soufre, actuellement, de nouvelles inclusions ou oxydes prennent la place. Leur action se situe aux interfaces outil, agissant sous une forme comparable à celle d'un lubrifiant, ou encore d'une couche protectrice accrochée à l'outil (RECH 2002).

Il y a trois domaines d'influence des inclusions sur l'usinabilité :

- protection de l'outil par transfert de matériau coupé sur le matériau coupant,
- adoucissement thermique du matériau coupé : la grande plasticité des inclusions sous haute température locale dans la zone de coupe induit une diminution globale de l'énergie de déformation du matériau,
- cisaillement adiabatique du matériau coupé : aide au fractionnement du copeau dans une zone à forte déformation nommée « Bande de Cisaillement Adiabatique » BCA (Fig. 1-3).

Ces trois domaines d'influence sont activés par la température dégagée par la coupe, et sont nettement identifiables lors d'usinage à grande vitesse de coupe. Pour le domaine du micro-fraisage, ces domaines d'influence ne sont pas établis. Une partie de cette étude y est consacrée.

L'activation de la population inclusionnaire se fait par adoucissement thermique lors de la coupe. Pour un même couple outil matière (Fig. 1-3), une vitesse de coupe plus grande élève la température dans la ZCP (zone 1) et la formation du copeau en est affectée.

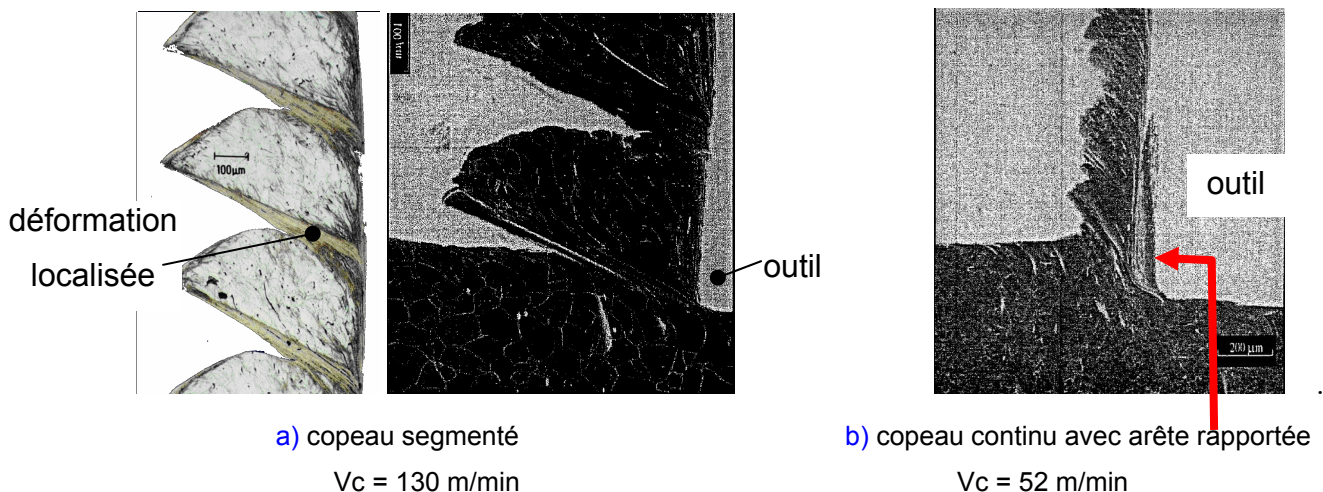


Fig. 1-3 Influence de la vitesse de coupe sur la formation du copeau pour un d'acier austénitique traité au calcium (acier 316L, $f = 0.1 \text{ mm/tr}$) (CHANGEUX 2001)

1.2.2.2. Formation du copeau

Le rapport de compression (Fig. 1-4), calculé à partir de l'épaisseur coupée H_c et de l'épaisseur copeau formée H_{cc} , peut être à l'origine du plissement observable sur la face libre du copeau (au droit de la ZCS). Le festonnement sur la face libre du copeau (vis-à-vis de la ZCS) est caractérisé par la présence de stries. La profondeur et la distance inter-stries (Fig. 1-5-b) sont des paramètres mesurables. Un rapport de compression traduit un frottement intense dans la ZCS qui est visible sur la face du copeau en contact avec l'outil (Fig. 1-5a). Cela augmente les contraintes sur la face de coupe de l'outil.

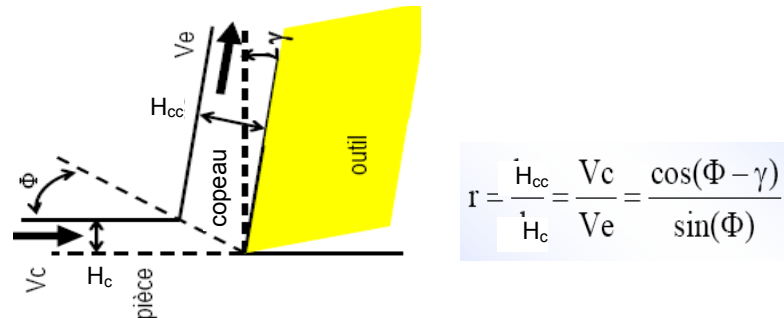


Fig. 1-4 Définition du rapport de compression du copeau formé

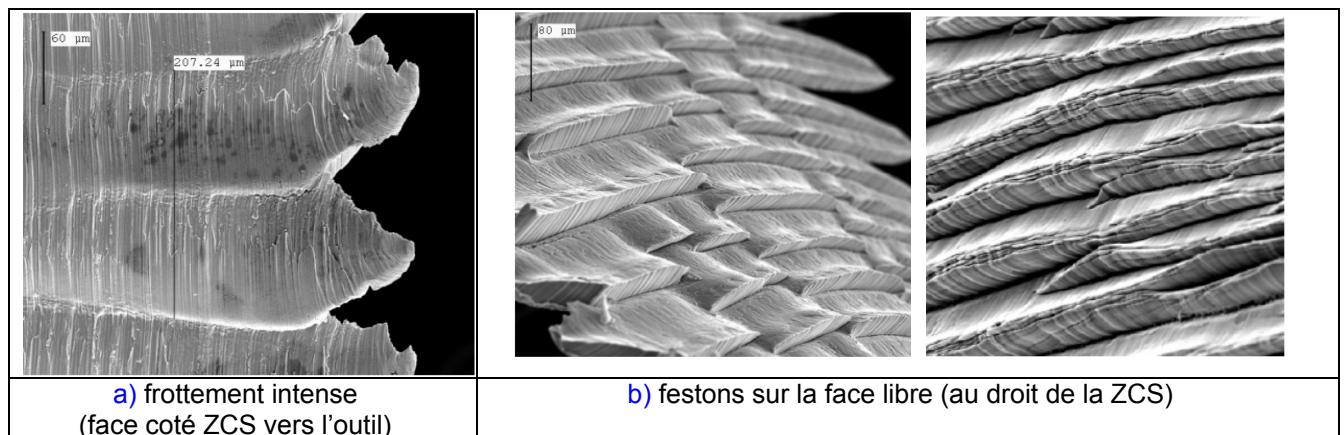


Fig. 1-5 Observation des stries sur un copeau festonné (POULACHON 1999)

Le rapport de compression augmente lorsque l'angle de coupe devient négatif. C'est le cas pour la coupe raclante. C'est aussi le cas pour la coupe micro. L'angle de coupe effectif dépend du rayon d'arête et de l'épaisseur coupée (Fig. 1-2-c) et s'apparente à de la coupe raclante. Les festons sur la face libre du copeau sont importants. La micro-géométrie de l'arête de coupe influence la face libre du copeau. Par exemple, lors de la coupe raclante de beurre par un couteau cranté (Fig. 1-6), les festons sont prononcés et des stries correspondantes aux crans de la lame du couteau sont observables.

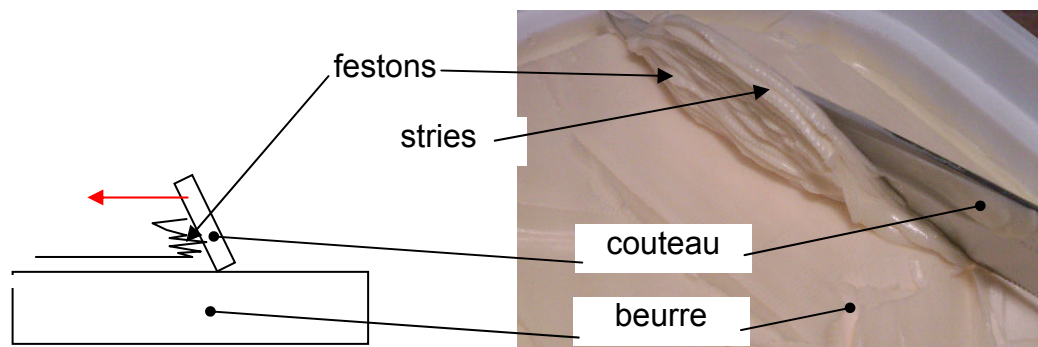


Fig. 1-6 Festonnement sur du beurre en « coupe » négative dite raclante

La population inclusionnaire présente favorise la localisation de la déformation dans la BCA observable sur des coupes micrographiques des copeaux (Fig. 1-7).

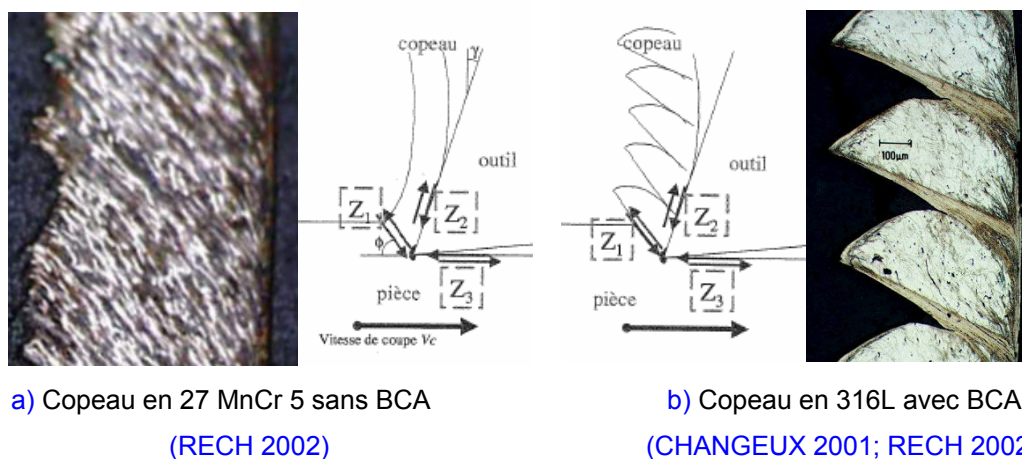


Fig. 1-7 Festonnement du copeau et BCA favorisée par la population inclusionnaire

1.3. Micro manufacturing

1.3.1. Micro-fabrication

La tendance actuelle est une convergence vers les micro et nano technologies et couvre plusieurs domaines de recherche : biologie, chimie et mécanique (Fig. 1-8). Le besoin de combler le gap entre le niveau nano/micro et le niveau macro est devenu une thématique de recherche importante à partir des années 1997 – 2000.

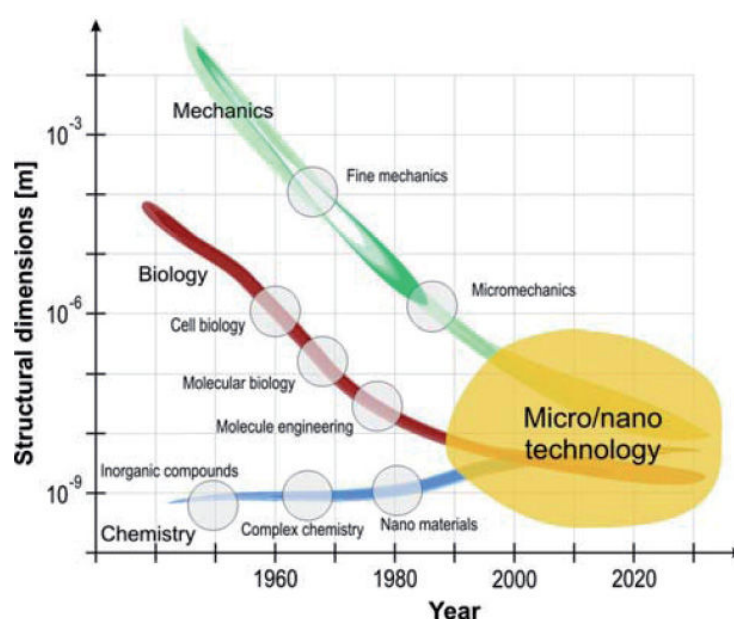


Fig. 1-8 Convergence des champs de recherche vers l'échelle nanométrique
(HANSEN, CARNEIRO ET AL. 2006)

L'évolution du besoin en composants miniaturisés (MASUZAWA 2000; CHAE, PARK ET AL. 2006) est portée par les secteurs d'activité dits de hautes technologies (ou utilisant les nouvelles technologies) et du luxe :

- l'aérospatial,
- l'électronique,
- le biomédical:
 - micro-chirurgie,
 - dentaire,
 - bioMems & fluide,
- l'environnement,
- les communications,
- l'automobile,
- la joaillerie,
- l'horlogerie.

Les micro-pièces jouent un rôle déterminant dans l'interface fonctionnelle entre les microsystemes et le macro domaine. Les problématiques induites par les micro-pièces sont nombreuses :

- encombrement réduit,
- faible consommation d'énergie,
- transfert thermique accru,
- micro assemblages,
- excellent ratio surface/volume des micro-pièces,
- grand ratio (hauteur / largeur),
- formes 3D,
- précision des pièces,
- matériaux variés.

Dans ce cadre, les challenges pour les procédés de fabrication sont en premier lieu d'être capable de réaliser ces micro-pièces puis dans un second temps d'assurer la fiabilité et la répétabilité de la fabrication pour une production de série.

L'évolution de la précision des technologies d'usinage réalisables depuis le début du 20^{ème} siècle est présentée sur la Fig. 1-9 (établie en 1983). La limite des 0.3 nm est prévisible pour les années 2020.

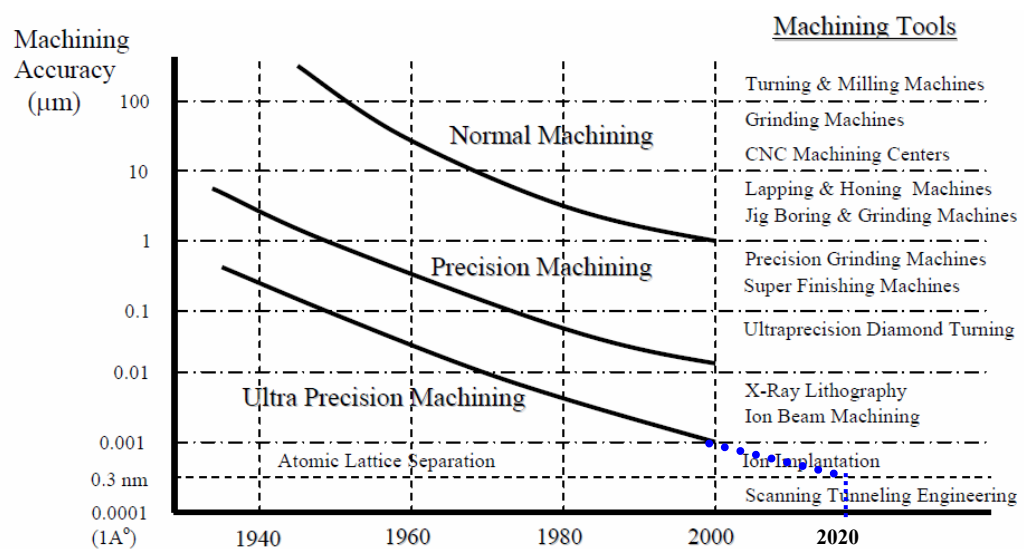


Fig. 1-9 Evolution de la précision d'usinage réalisable (TANIGUCHI 1983)

La technologie actuelle de réalisation des micro-pièces est basée sur la technologie des semi-conducteurs par gravure de wafer (disque de silicium, et autres Al, Cr, Mo, Au, Pt, GaAs, Ta, Ti, W). Cette technologie « salle blanche » des semi-conducteurs a évolué. D'autres techniques tel que LIGA-UV, laser, USM, FIB, μ EDM permettent la réalisation de micro-pièces. C'est la définition courante de la micro-fabrication.

Elles nécessitent un environnement de production sévèrement contrôlé, un investissement extrêmement conséquent et un coût de fonctionnement élevé. Le processus de production nécessite une longue mise en œuvre (faisabilité et préparation), et pour chaque wafer la réalisation d'outillages

spécifiques dédiés à chaque pièce (masque en lithographie), avec des délais de fabrication importants (faible débit matière) par wafer et un contrôle qualité à 100%. Le rendement (nombre de composants / wafer) est le critère économique. Une progression de la miniaturisation des composants et l'augmentation de la taille des wafers (diamètres progressant de 1 à 12 pouces) permettent d'augmenter le nombre de composants réalisables simultanément (Fig. 1-10) sur un même support (rendement des wafers), et d'atteindre des fabrications en « grande série » (plusieurs centaines de pièces sur un même wafer).

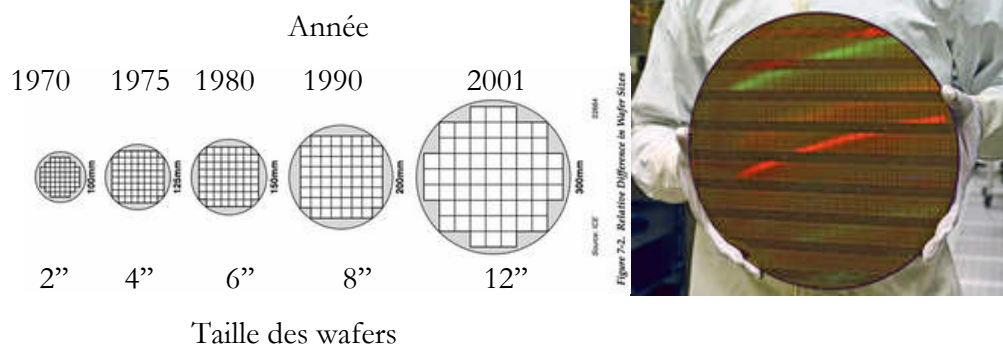


Fig. 1-10 Evolution de la taille des Wafer et « pizza-pie » de 12'' (CIVERA 2010)

Le design des micro-pièces par ces techniques est limité quant au choix du matériau (Wafer de silicium) et des géométries possibles (géométrie 2D ou 2D^{1/2}).

Est-ce que la micro-fabrication se limite à des technologies dites de « salle blanche » ?

A termes, vu l'accroissement du besoin, les technologies utilisées pour la réalisation des micro pièces doivent permettre d'élargir le champ des spécifications à :

- des géométries 3D : design fonctionnel et formes adaptées (liberté de création et assemblage volumique),
- des matériaux variés (alliages métalliques, composites, polymères, céramiques, ...), solutions hybrides multi matériaux,
- des petites séries et voire de personnaliser à l'unité (prototypage et prothèse dédiée).

La micro-fabrication s'étend alors à tous les procédés de production capables de répondre à la fabrication des micro pièces : c'est l'émergence des micro procédés. La réduction d'échelle (down scaling processes) est envisageable sur l'ensemble des procédés de fabrication déjà connus (usinage, forgeage, emboutissage, ...) et plus particulièrement pour le fraisage reconnu pour sa productivité et sa flexibilité, à l'échelle méso / macro.

Pour utiliser le micro-fraisage à l'échelle industrielle, les challenges sont :

- rapidité de réglage et de mise en œuvre à faible coût (process robuste),
- utilisation d'outillages & d'outils standard (sélectionnés préalablement),
- assurance qualité intégrée : fiabilité (tenue en service des outils) et répétabilité (capacité à relancer une série « bonne »).

Les premiers travaux scientifiques sur la coupe à l'échelle microscopique ont été établis historiquement en micro tournage avec un outil (fixe) en diamant sur des matériaux amorphes (MORIWAKI 1989; DORNFELD, MIN ET AL. 2006), monocristallins et non métalliques (problématique de l'affinité fer-diamant). Le design des pièces est alors limité aux formes de révolution.

Ces bases scientifiques mettent en avant la problématique d'effet d'échelle sur le matériau.

Les recherches menées jusque maintenant en micro-fraisage (DORNFELD, MIN ET AL. 2006) s'appliquent sur des matériaux à bonne usinabilité en condition de laboratoire.

1.3.2. Micro-fraisage

La demande industrielle pour le micro-fraisage pose la question du choix des stratégies d'usinage (fraisage 2D, 2D ½ et 3D). Par exemple dans le cadre de la fabrication horlogère de platines de montres (Fig. 1-11), plus de 50 outils sont utilisés sur une même machine et pour une seule pièce en visant la précision dimensionnelle. Pour la réalisation de prothèses (Fig. 1-12) le besoin s'exprime en capacité d'enlèvement de copeau, balayage 3D et finition de surfaces.

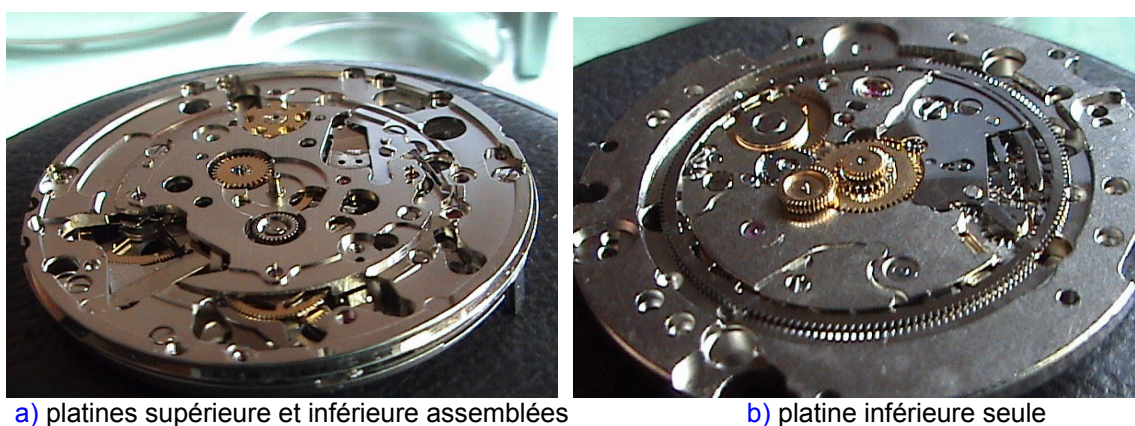


Fig. 1-11 Double platine de montre en acier 316L (source TAG HEUER)

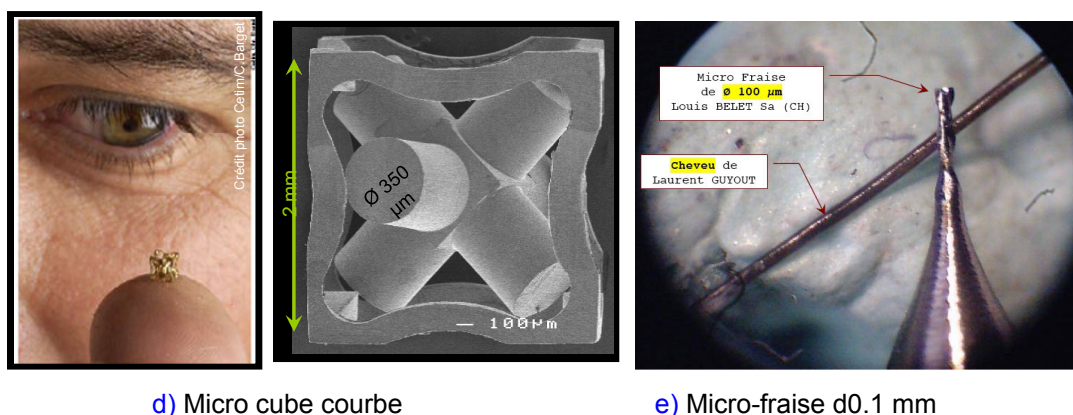


Fig. 1-12 Pièces réalisées par micro-fraisage et micro-fraise

(sources : WILLEMIN-MACODEL, SESCOI, EVOLUTIS, CETIM, L. GUYOUT, L.BELET SA)

- Pour faire du micro-fraisage, trois solutions sont présentées.

Une fraiseuse traditionnelle peut être équipée d'une broche haute fréquence. C'est le cas pour l'étude réalisée par (BISSACCO 2004) qui réalise les travaux expérimentaux sur une fraiseuse « macro » équipée d'une broche à air comprimée haute fréquence (Fig. 1-13-c). Il publie ainsi, une des premières études scientifiques complète portant sur le micro-fraisage.

Pour les micro-fraiseuses industrielles, l'amélioration de leurs performances suit actuellement deux tendances :

- la précision : liée à la maîtrise environnementale (température particulièrement),
- la productivité : liée à l'emploi de machines multi axes à grande dynamique avec des changement d'outils extrêmement rapides (moins de 2 sec.).

La Fig. 1-13-b présente une machine industrielle, parmi les plus performantes du marché, qui intègre ces deux tendances pour un coût avoisinant les 500 k€.

Dans le cadre d'études scientifiques spécifiques, des structures de laboratoire sont construites pour des usinages expérimentaux (Fig. 1-13-a).

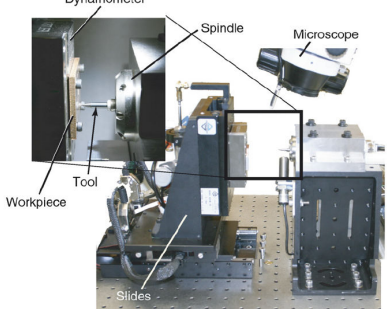


		
Broche 160 000 tr/min à air comprimé courses de 25 mm x 25 mm x 50 mm résolution de 10 nm sur les 3 axes (Aerotechs ASL130-XYZ)	KERN Pyramid Nano Electro broche de 50 000 tr/min résolution de $\pm 0.3 \mu\text{m}$ Ra 0.05 μm mesuré sur usinage	DMU 50 T Broche 50 000 tr/min à air
a) expérimentale (FILIZ, CONLEY ET AL. 2007)	b) industrielle (KERN)	c) adaptation sur fraiseuse macro (BISSACCO 2004)

Fig. 1-13 Trois architectures de machine outils adaptés au micro-fraisage

Les caractéristiques « machines » devraient être établies non par des valeurs absolues d'erreur mais relativement au cas d'emploi visé. Par exemple, pour une dimension de $30^{\pm 0.3}$ mm l'erreur relative est de 2%. En appliquant la même valeur de l'erreur relative sur une dimension de 0.1 mm, l'IT est alors de 2 μm . Le contrôle des vibrations devrait établir les plages de fréquences d'utilisation (analyse modale, lobe de stabilité) et permettre de surveiller la broche et d'optimiser les paramètres de coupe.

Le ratio entre l'épaisseur coupée H_c et les défauts géométriques de la machine ou d'asservissement est caractéristique pour le micro-fraisage.

Le choix des industriels est actuellement orienté sur des centres d'usinage équipés de changeur d'outil et permettant éventuellement du fraisage multiaxes. On trouve ce type de machine pour environ 180 k€. Les électro-broches disposent d'une puissance suffisante et atteignent des fréquences de rotation de 36 000 voire 42 000 tr/min permettant des usinages aussi bien avec des fraises de diamètre 10 mm que des micro-fraises de diamètre 0.1 mm.

C'est sur ce type de machine que l'étude a été conduite.

Outils

Plusieurs ratios caractéristiques méritent d'être présentés. Une synthèse sera établie au § 1.4.15.

Les micro-outils sont usinés dans une queue renforcée, en diminuant ce diamètre par un collet pour arriver au diamètre nominal de la fraise. Il semble « utopique » de pouvoir fabriquer de si petits

diamètres avec une technologie de taillage par meule diamantée. La précision des machines a des limites, les outils usinés portent la signature des défauts du processus d'usinage.

Les défauts de taillage ζ_{TAILLAGE} caractérisables sur l'outil peuvent perturber la coupe. Le ratio $H_c / \zeta_{\text{TAILLAGE}}$ est caractéristique en micro-fraisage.

Possédant 2 ou 3 dents, ces outils sont fragiles. Leur faible moment quadratique impose de diminuer drastiquement les charges appliquées lors de la coupe. L'épaisseur coupée vis-à-vis de la flexion en bout d'outil est un ratio caractéristique.

Les micro-fraises sont en carbure de tungstène nommé aussi « métal dur », généralement non revêtues dans les petits diamètres coupants car cela diminue l'acuité de leurs arêtes de coupe. Le substrat est composé de micro grain de carbure de tungstène WC (env. 90%) liés dans une matrice de cobalt (env.8%). Ce substrat est d'origine européenne (H10F de Sandvik) ou d'origine asiatique (Japon). La taille des grains de WC qui est un paramètre important, commercialement mis en avant sous les termes de « micro grain » ou « nano grain ». La micro-géométrie de l'arête coupante en est dépendante.

Le rapport entre la taille des grains de WC et l'épaisseur coupée par la dent de l'outil est un ratio caractéristique.

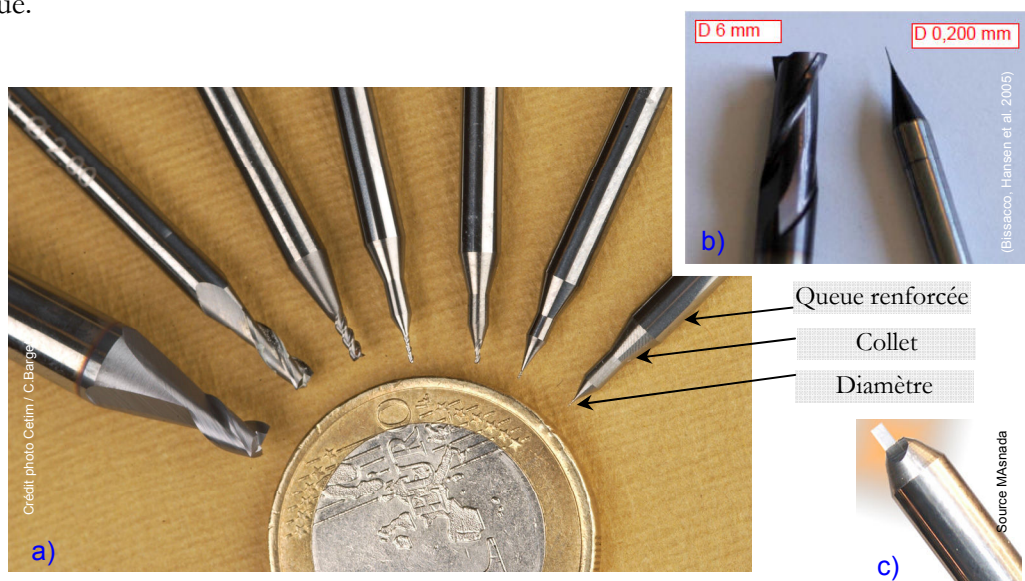


Fig. 1-14 Micro-fraises : a) en carbure de tungstène monobloc (D3, D2, D1, D0.5, D0.3, D0.1), b) comparaison entre une fraise et une micro-fraise, c) micro-fraise en diamant naturel D0.4

Autrefois très utilisé, les outils en acier rapide supérieur (HSS) sont réservés à des cas d'emploi spécifiques. Leur volume de production est maintenant non significatif. Pourtant l'outil en HSS possède de nombreuses qualités malgré sa faible durée de vie. Il est à grains fins et homogènes. Le matériau est obtenu par coulée et non par frittage. Le module d'élasticité est élevé. Ils autorisent des flexions (alignement, vibrations) liées aux erreurs de mise en œuvre. Leur qualité de coupe est reconnue par la

profession. L'arête de coupe est très « fine » et « régulière ». La finition d'arête (polissage,...) permet d'améliorer encore le tranchant. Facilement usinable, toute forme d'outil est envisageable. Leur faible durée de vie ne permet pas l'usinage de matériaux durs (acier pour outillages, moules). Ils restent très employés pour les perçages et le fraisage d'autres matériaux.

Le diamant possédant une affinité avec tous les matériaux ferreux (diffusion du carbone) son emploi est limité à l'usinage des non –ferreux et composites. L'absence de bavure est à mettre en relation avec les caractéristiques de l'arête de coupe : rayon d'acuité R_β quasi nul et une micro-géométrie très régulière et continue. Les micro-fraises en diamant sont des assemblages d'un corps métallique et d'une partie active rapportée en diamant. D'usinage et d'assemblage difficiles, leurs géométries de micro-fraises en diamant sont élémentaires : absence d'hélice, face de coupe plane, arête rectiligne, droite (pas hémisphériques ou toriques).

Porte outils

Sur les micro-fraiseuses, le maintien de l'outil en broche est une interface HSK (allant d'un diamètre 20 à 40 mm), directement issue de la technologie UGV. Pour les micro-fraises, le standard des diamètres de queue dite renforcée, est de 6, 4, 3 mm ou 1/8". Les solutions possibles pour le maintien et la mise en position des micro-fraises sont celles développées (et non optimisée) pour les macro fraises. L'équilibrage statique et dynamique, et donc le mal rond, sont des points importants quant au choix du porte-outil. Le déséquilibre statique (U en gramme par mm) se traduit par un écart de position (e en mm) entre le centre de gravité du porte-outil et son l'axe de rotation (axe de broche). A la vitesse de rotation (ω en rad/s ou N en tr/min), la force centrifuge (F en N) engendrée par ce déséquilibre statique crée des vibrations néfastes aux broches des machines et aux outils :

$$U = e \cdot M_{\text{porte-outils}} \quad F = U \cdot \omega^2 \cdot 10^{-6}$$

Ce défaut de déséquilibre peut-être corrigé par une masse de correction additionnelle ou soustraite par un usinage. Les corrections sont à apporter sur 2 plans. La norme ISO 1940 (équilibrage de rotors) définit le déséquilibre admissible U en fonction de la classe (G) du porte outils (ELCO 2012) :

$$U = (9549 \times G \times M_{\text{porte-outils}}) / N$$

Les choix s'orientent donc vers des équipements dits de « haute précision » (Fig. 1-15) équilibrés statiquement et dynamiquement, caractérisés par une faible valeur du mal rond ($< 3 \mu\text{m}$) ou battement radial à $L=4 \times D$ mm du nez du porte outil (Fig. 1-16). Les solutions de montage / démontage de l'outil dans le porte-outil sont de type frettage (Fig. 1-15-a-b) ou serrage mécanique (Fig. 1-15-c-d).

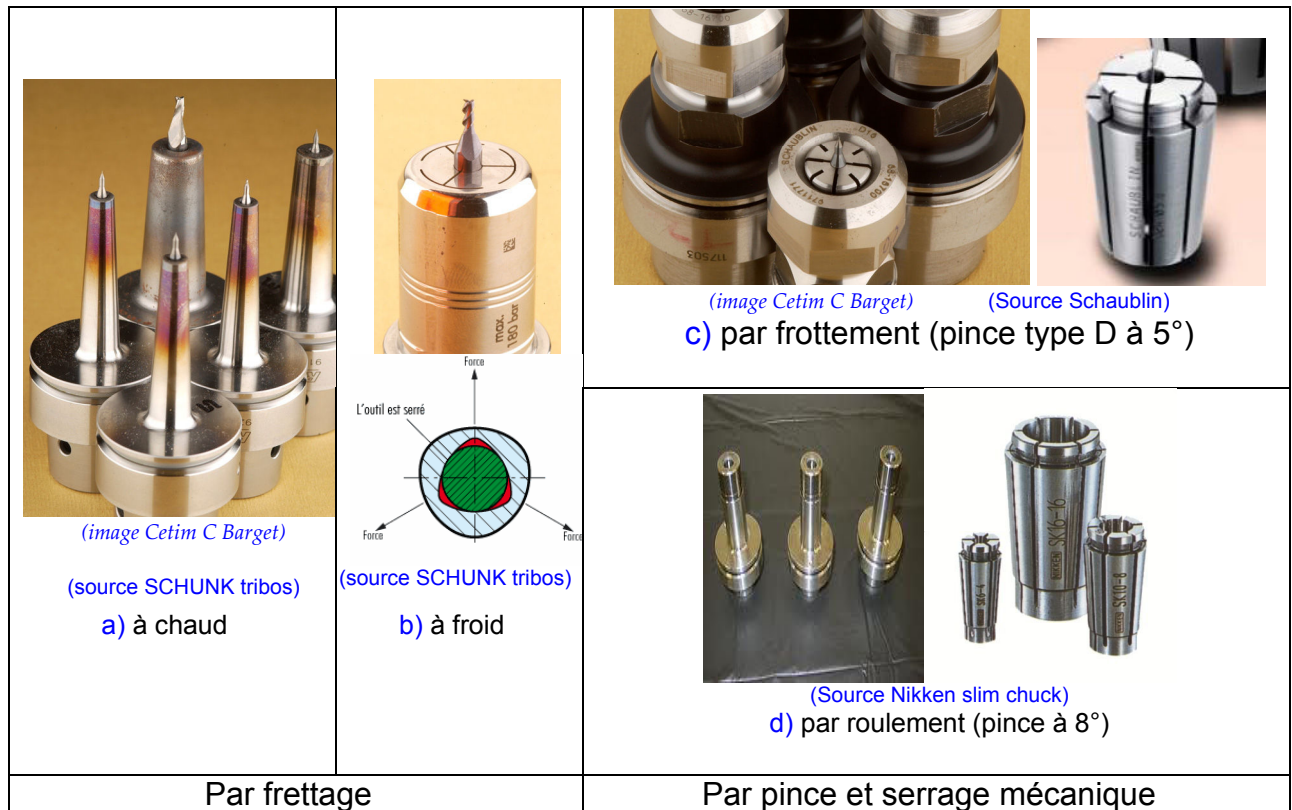


Fig. 1-15 Porte-outils utilisés en micro-fraisage

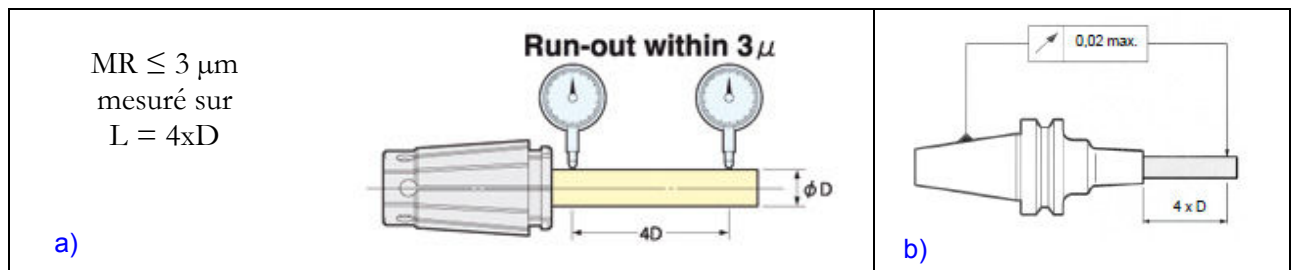


Fig. 1-16 Spécification du Mal rond pour les porte-outils

Les études scientifiques ne s'intéressent pas à cette, pourtant indispensable, problématique de maintien de l'outil. La question du frettage à chaud pour de petits diamètres en est un exemple. Le système de fixation n'est jamais mentionné dans les études, ainsi que la variabilité de remise en position.

Bien que le porte-outil HSK soit adapté à l'effet inertiel dilatant la broche, la référence en Z varie. L'engagement axial à l'échelle micro est sensible à cette variation. La définition de la jauge de la micro-fraise se fait in situ, et dans le meilleur des cas, à la fréquence de rotation utilisée en usinage. Le positionnement en Z de la machine sert de banc de mesure. Le bout de l'outil vient soit franchir un faisceau optique (Fig. 1-17-a), soit fermer un circuit électrique en touchant la surface libre de la pièce.

Les roulements en céramique de la broche sont pénalisant pour la conduction électrique. L'outil peut être abîmé lorsqu'il usine pour définir sa jauge outil.

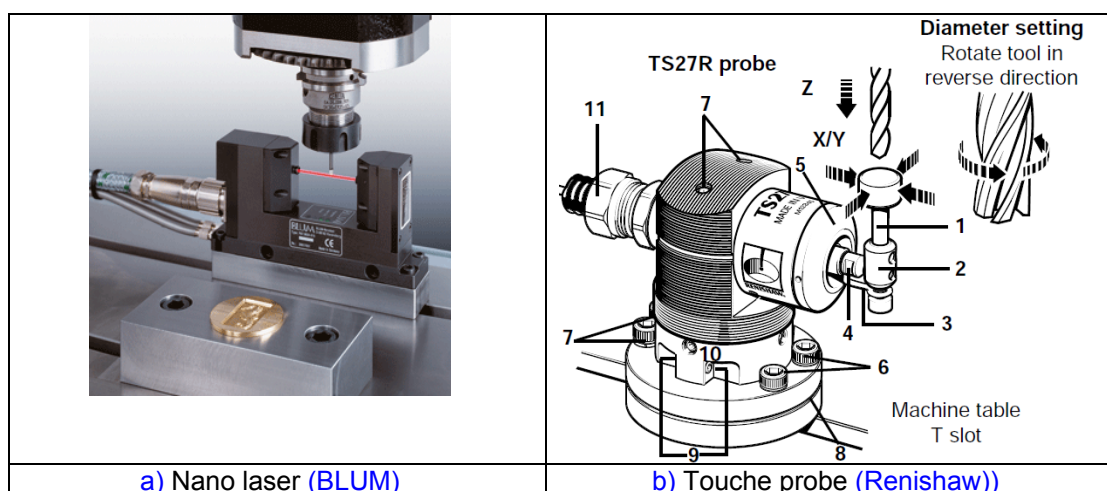


Fig. 1-17 Systèmes de mesure de la longueur d'une micro-fraise (jauge en Z)

Métrologie de micro pièces

Il y a trois méthodes principales (VERWYS 2009) pour effectuer la métrologie des micro pièces avec ou sans contact :

- multi capteurs ou capteur multi points : imagerie (vidéo, MEB, vidéogramétrie),
- capteur de points : laser (lumière diffusée et réfléchi),
- tactile : palpeur.

La Fig. 1-18-a classe les moyens selon la résolution verticale souhaitée vis-à-vis du champ à explorer, et de la complexité de la micro-pièce (2D, 2D ½, 3D) (Fig. 1-18-b).

Le contact est problématique. La structure du matériau (mou, déformable) est à prendre en compte. L'erreur de « shanking » pour les stylets (erreur de déviation) et les effets de collage liés aux tensions de contact sont préjudiciables.

Le temps d'acquisition en mode point à point est long comparativement à une image multi points. Une seule acquisition en mode multi points suffit à acquérir le champ à analyser. Les difficultés résident dans l'optique de grossissement ainsi que dans l'accès aux surfaces en contre dépouille, aux grandes pentes ou parois verticales.

L'ajout de systèmes multiaxes avec recalage de nuages de point est une piste actuelle d'amélioration. La lumière limite par sa longueur d'onde la plus petite dimension mesurable latéralement à 0.45 µm. La résolution verticale dépend du grossissement adopté. D'autres rayonnements permettent d'augmenter la résolution (MEB), voire de passer à travers la matière (micro tomographie

ou « computerized tomography (CT) scanning »). Le coût est un critère primordial. Le temps d'acquisition l'est aussi.

Au-delà des technologies c'est le protocole d'étalonnage qui assure la précision.

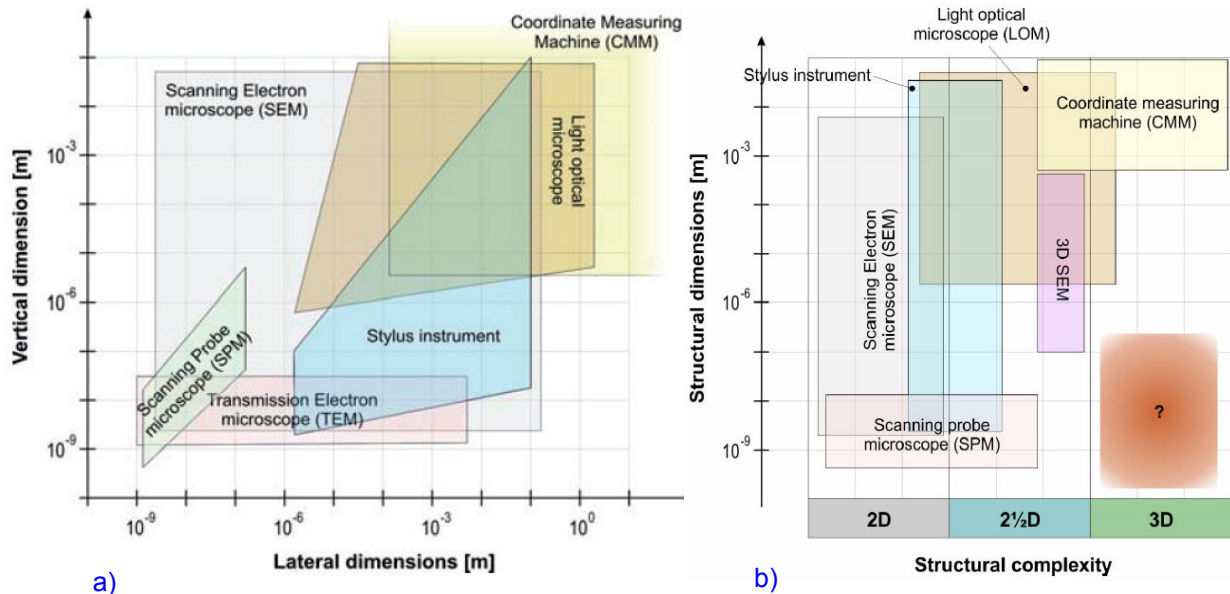


Fig. 1-18 Performances des moyens de métrologie des micro pièces

(HANSEN, CARNEIRO ET AL. 2006)

1.4. Micro coupe

1.4.1. Effets de mise en œuvre

La faible dimension de la micro-fraise impose de réduire les efforts qui lui sont appliqués. Les sections coupées radialement et axialement deviennent alors faibles. Le débit copeau en micro-fraisage est alors très réduit, justifiant peut être le coût élevé de l'opération habituellement pratiqué dans le cadre industriel.

Les faibles sections coupées rendent le micro-fraisage plus sensible aux défauts des moyens utilisés, qui pourraient être définis comme les « effets de mise en oeuvre ». G. BISSACO stigmatise dans sa thèse les difficultés technologiques du micro-fraisage (Fig. 1-19). Il propose (Fig. 1-20) une caractérisation et un paramétrage des défauts. La notion de mal rond (MR) (Fig. 1-20-a) est un paramètre important se caractérisant par la variation in situ (sur la machine) du rayon entre les dents et l'axe de rotation de l'outil. Cet écart est souvent de l'ordre de grandeur de l'avance à la dent F_z . Le mal rond MR modifie la répartition de l'avance entre chaque dent (dans le plan d'avance X-Y). L'outil n'est pas coaxial à l'axe de rotation il est paramétré par un angle de tilt (Fig. 1-20-a). L'équilibrage dynamique de l'outil peut être affecté ainsi que la coupe en bout d'outil.

Les effets thermiques liés à la coupe, à la circulation du lubrifiant, à l'effet joule du à la rotation à haute fréquence de la broche, au local (climatisation), influencent particulièrement la position en Z de l'outil, et donc, l'épaisseur coupée axialement A_p (Fig. 1-20-b).

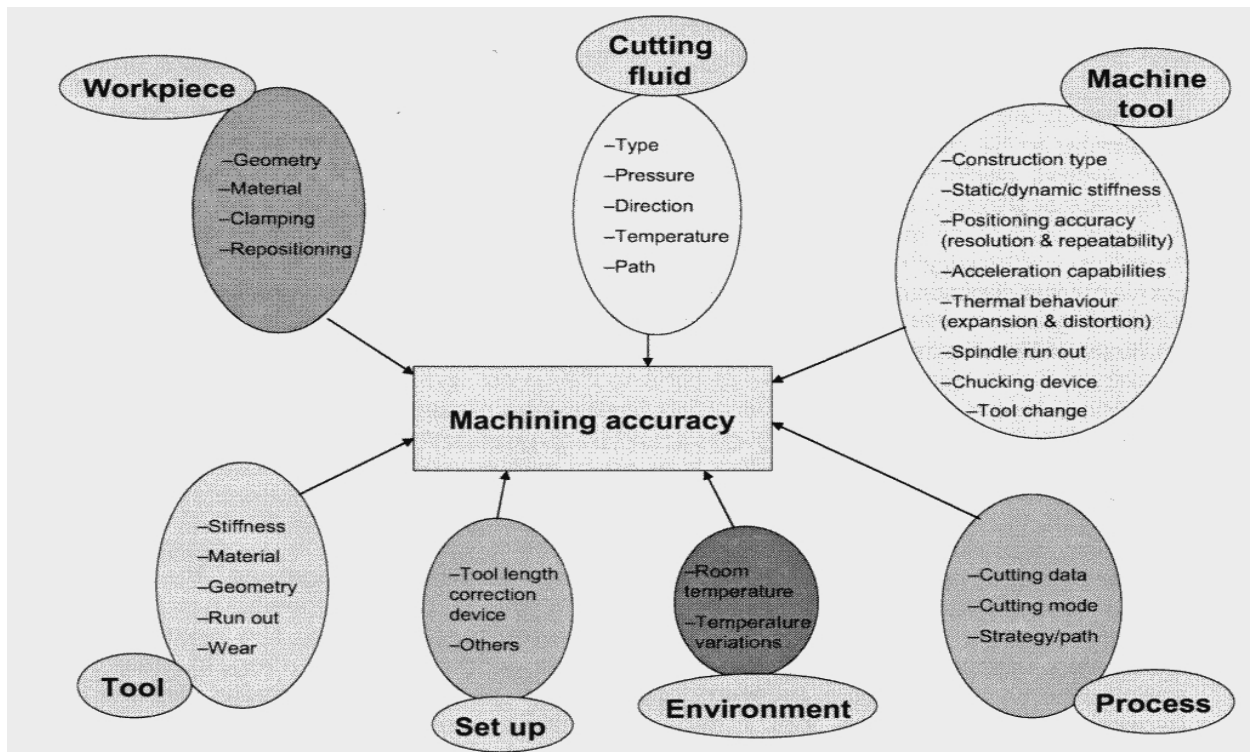


FIG. 1-19 Inventaires des difficultés technologiques pour le micro-fraisage (BISSACCO 2004)

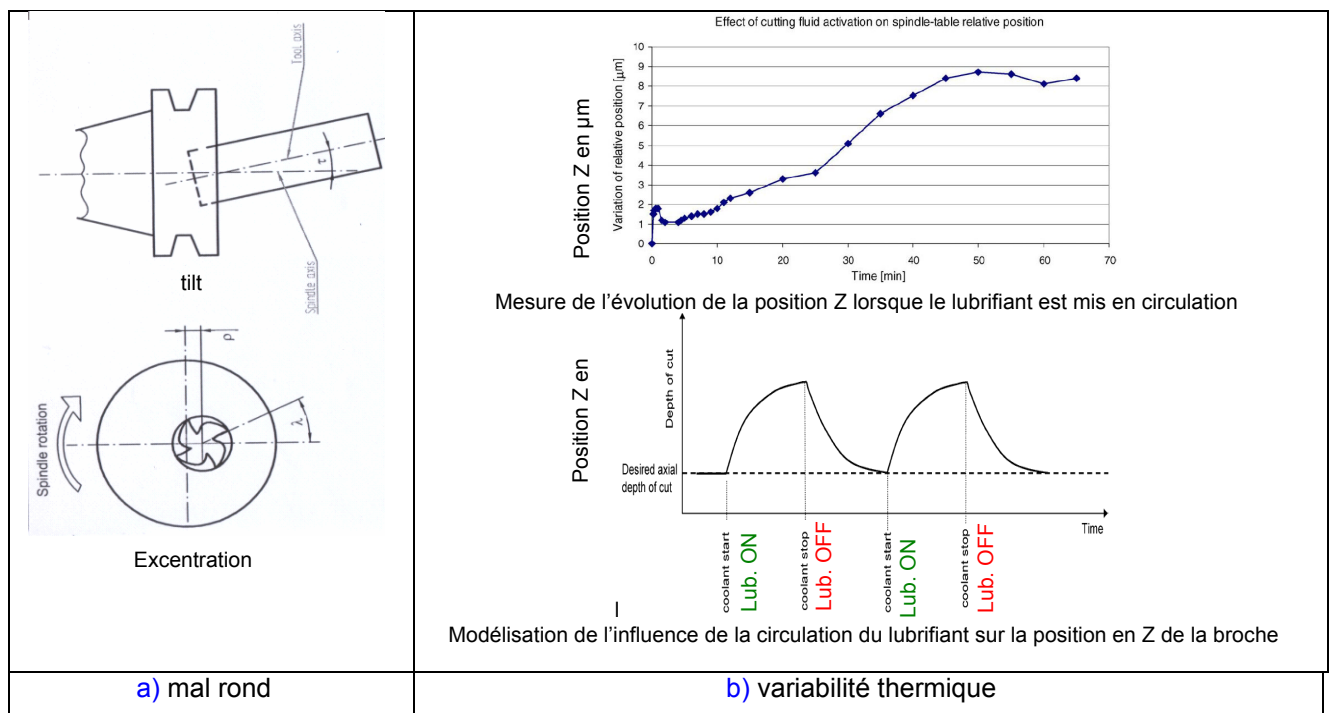


Fig. 1-20 Défauts technologiques influents en micro-fraisage
(BISSACCO 2004; BISSACCO, HANSEN ET AL. 2005)

La vitesse de coupe en micro-fraisage est limitée par la fréquence maximale de rotation de la broche et le petit diamètre des outils. Cette vitesse de coupe est faible. Elle évolue dans une plage nommée « UBV » pour Usinage à Basse Vitesse de coupe. Par exemple, pour une broche 36 000 tr/min et un outil de diamètre 0.25 mm, la vitesse de coupe est de 28 m/min.

En micro-fraisage, la broche tourne vite, la fréquence de passage de dent (FPD) est élevée. Les problématiques liées aux régimes vibratoires connus en fraisage UGV (modes propres) se retrouvent également en micro-fraisage UBV. La Fig. 1-21 propose un placement des techniques d'usinage classiques en fonction de la vitesse de coupe et des vibrations générées.

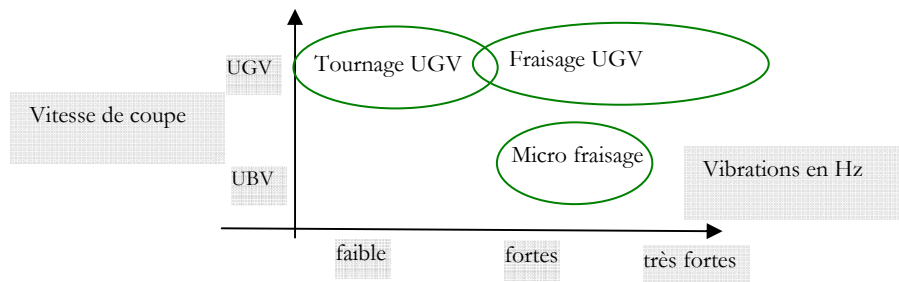


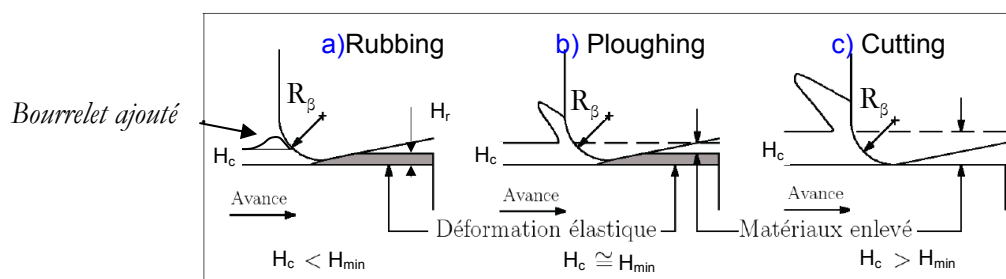
Fig. 1-21 Proposition d'identification des domaines de fonctionnement des techniques en fonction de V_c et des vibrations induites en usinage

1.4.2. Mode de coupe

La profondeur minimale de coupe ou copeau minimum H_{\min} est définie comme l'épaisseur de copeau H_c non déformé minimale à atteindre pour obtenir la formation d'un copeau. Cette valeur de H_{\min} établit la limite minimum de faisabilité de la coupe. Pour la micro coupe en micro-fraisage, c'est une limite de faisabilité particulièrement recherchée. La détermination de H_{\min} est un sujet important qui préoccupe la communauté scientifique depuis le siècle dernier et en particulier pour le micro usinage.

Le copeau minimum caractérise la transition entre un mode « labourage » et un mode « coupant ». La Fig. 1-22 présente le processus de formation du copeau. Le concept de labourage ou appelé « plowing » ou « ploughing » effect dans la littérature, a lieu lorsque $H_c \leq H_{\min}$. Pour H_c croissant, à partir de zéro, le phénomène de coupe peut être alors détaillé par trois modes successifs :

- en premier de la compression et du frottement intense (rubbing), avec en partie un retour élastique et une déformation plastique du matériau coupé (Fig. 1-22-a),
- puis une déformation plastique par labourage (ploughing), formation d'une bavure (Fig. 1-22-b),
- et enfin du cisaillement et de la coupe (cutting), formation d'un copeau (Fig. 1-22-c).



R_β : rayon d'acuité ; H_c : épaisseur coupée ; H_{min} : épaisseur minimale de copeau, H_r : hauteur du retour élastique

Fig. 1-22 Modes de coupe et représentation schématique du concept de l'épaisseur minimale de copeau en coupe orthogonale : a) rubbing, b) ploughing, c) cutting (CHAE, PARK ET AL. 2006)

La chronologie de la formation du copeau est décrite. Le rubbing ou frottement intense provoque la création d'un bourrelet devant l'arête de coupe. Ce bourrelet augmente l'épaisseur coupée réelle qui devient alors supérieure à la valeur de H_{min} , provoquant alors la formation du copeau qui frotte sur la face de coupe. Ce labourage provoque une forte compression de l'arête de coupe sur le matériau pièce. Il y a déformation plastique du matériau et retour élastique H_r (« elastic recovery ») sur la face de dépouille de l'outil.

Le « ploughing effect » est dépendant du mode de propagation des dislocations (densité, orientation) et du mode d'action mécanique à l'interface outil / matière (angles de coupe, épaisseur coupée non déformée). Les forces de cohésion qu'il faut vaincre pour séparer la matière en fonction de l'échelle étudiée sont présentées dans le TAB. 1-1.

Material Properties under Different Machining Units

Machining Unit	1 nm – 0.1 μm	0.1 μm – 10 μm	10 μm – 1 mm
Defects/impurities	Point defect	Dislocation/crack	Crack/grain boundary
Chip removal unit	Atomic cluster	Subcrystal	Multi-crystals
Brittle fracture limit	$10^4 \text{ J/m}^3 - 10^3 \text{ J/m}^3$	$10^3 \text{ J/m}^3 - 10^2 \text{ J/m}^3$	$10^2 \text{ J/m}^3 - 10^1 \text{ J/m}^3$
	Atomic-crack	Micro-crack	Brittle crack
Shear failure limit	$10^4 \text{ J/m}^3 - 10^3 \text{ J/m}^3$	$10^3 \text{ J/m}^3 - 10^2 \text{ J/m}^3$	$10^2 \text{ J/m}^3 - 10^1 \text{ J/m}^3$
	Atomic-dislocation	Dislocation slip	Shear deformation

TAB. 1-1 Données matériaux justifiant les effets d'échelle

(TANIGUCHI, KOHNO ET AL. 1996)

Afin de modéliser la séparation de la matière à ces différentes échelles, il faut s'appuyer sur la (les) théorie de la plasticité et particulièrement en fonction des cinq niveaux d'échelle étudiés et présentés sur la Fig. 1-23.

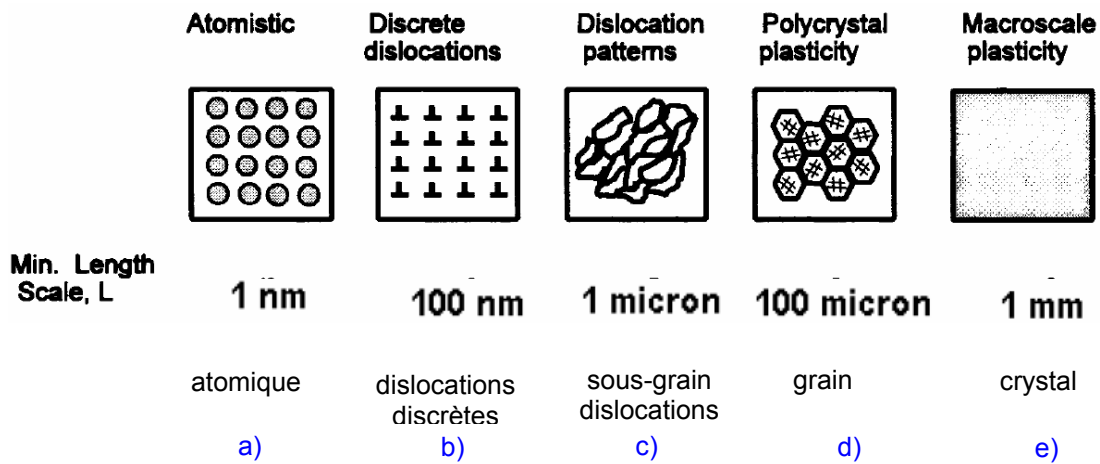


Fig. 1-23 Les cinq échelles de longueur de la théorie de la plasticité (MCDOWELL 2000)

A l'échelle macro, la microstructure n'est pas influente. Le cisaillement est la principale cause de l'enlèvement de matière. Sans ce phénomène de plasticité, le matériau a un comportement fragile, il est inusinable (exemple de test d'usinage de wafer de silicium). A l'échelle micro, la propagation des dislocations est à la base du phénomène de séparation de la matière.

Les dislocations sont dépendantes de l'orientation des plans et directions cristallines. La simulation moléculaire (MD) permet d'en étudier l'influence sur la coupe. La Fig. 1-24 présente les trois cas simulés. Les conclusions montrent que le niveau d'effort dépend de l'orientation des dislocations du matériau vis-à-vis de la direction de la coupe. Il est mini pour le Type I, et le plus grand pour le Type II. Des essais en tournage en coupe orthogonale montrent une augmentation de l'effort de pénétration (thrust force) sans augmentation notable de l'effort de coupe (normal force).

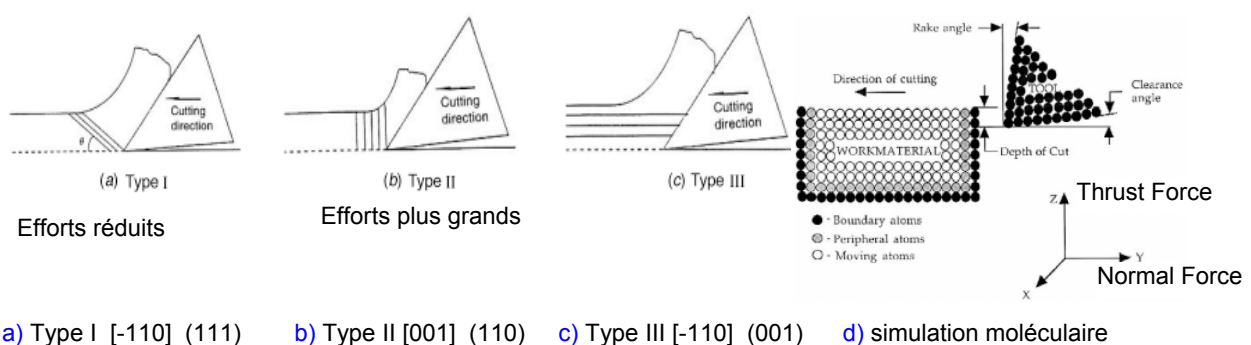


Fig. 1-24 Influence de l'orientation des plans et directions cristallines (dislocations) vis-à-vis de la direction de coupe (KOMANDURI, CHANDRASEKARAN ET AL. 1999)

La modélisation des efforts pendant la coupe s'appuie sur la théorie des lignes de glissement plastiques (slip-line plasticity modeling). Le champ de lignes de glissement est présenté lorsqu'il y a

formation de copeau par cisaillement (0-a) ou en mode labourage (0-b). La présence d'une zone morte favorisant l'arête rapportée est à noter.

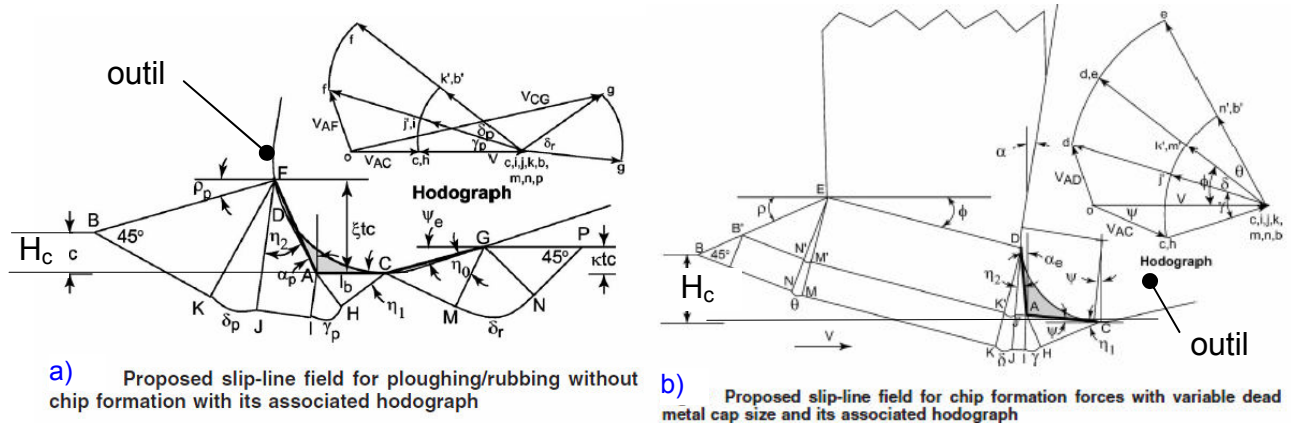


Fig. 1-25 Champ de plans de glissement, force résultante et zone morte :

a) en mode rubbing, ploughing, b) en mode cutting avec zone morte Z0

(JUN, DEVOR ET AL. 2006)

1.4.3. Formation du copeau

Le phénomène de formation de copeaux est filmé sous microscope. La pièce est polie et corrodée par attaque chimique pour révéler sa microstructure. La coupe est orthogonale.

Différentes copies d'écran d'un film sur un acier inoxydable de type 304L (1.43.06) sont alignées sur la Fig. 1-26. Le rayon d'acuité d'arête varie de 5 à 80 μm pour une épaisseur coupée identique. La formation des copeaux varie d'un copeau cisailé (Fig. 1-26-a-b) à un copeau très déformé (Fig. 1-26-d-e).

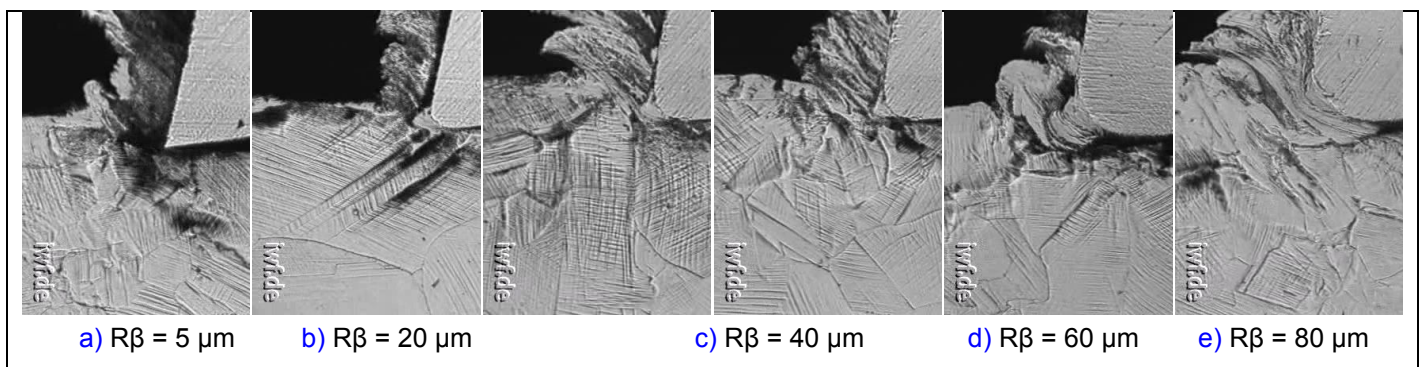


Fig. 1-26 Evolution de l'action du $R\beta$ sur la microstructure de l'acier 304L

($V_c = 0.01 \text{ m/min}$; $H_c = 70 \mu\text{m}$) (WOLF 1973)^(*)

^(*) Les films sont disponibles à : http://www.filmarchives-online.eu/hitlist?search_holding=all&select1=all&Fulltext=cutting. Malheureusement la société distributrice de ces films a été dissoute en janvier 2011 (The IWF Knowledge and Media www.iwf.de).

La microstructure de l'acier 304 L est composée de grains de différentes grosseurs et orientations. L'effet de la coupe sur la microstructure est visible. Les grains peuvent être coupés (R_β faible) ou déplacer dans la matrice (R_β élevé).

Pour les rayons acuités d'arête élevées, le ratio H_c/R_β diminuant, il faut alors dépasser, par accumulation, le copeau minimum avant d'atteindre la séparation des copeaux. Celle-ci est précédée d'une déformation plastique poussée du matériau usiné. L'arête rapportée se développe et devient instable.

Avec un grand R_β , une pseudo segmentation des copeaux a lieu aux joints de grains, avec des taux de déformation dans le copeau et une épaisseur copeau déformé très variable. La longueur de frottement sur la face de coupe varie d'une zone limitée à l'arête ($R_\beta = 5 \mu\text{m}$) jusqu'à la face de coupe ($R_\beta 80 \mu\text{m}$). La zone morte est sensible à $R_\beta > 60 \mu\text{m}$ et devient instable pour $R_\beta = 80 \mu\text{m}$, s'effondrant lors du passage d'un joint de grains. La Fig. 1-27 détaille ces effets.

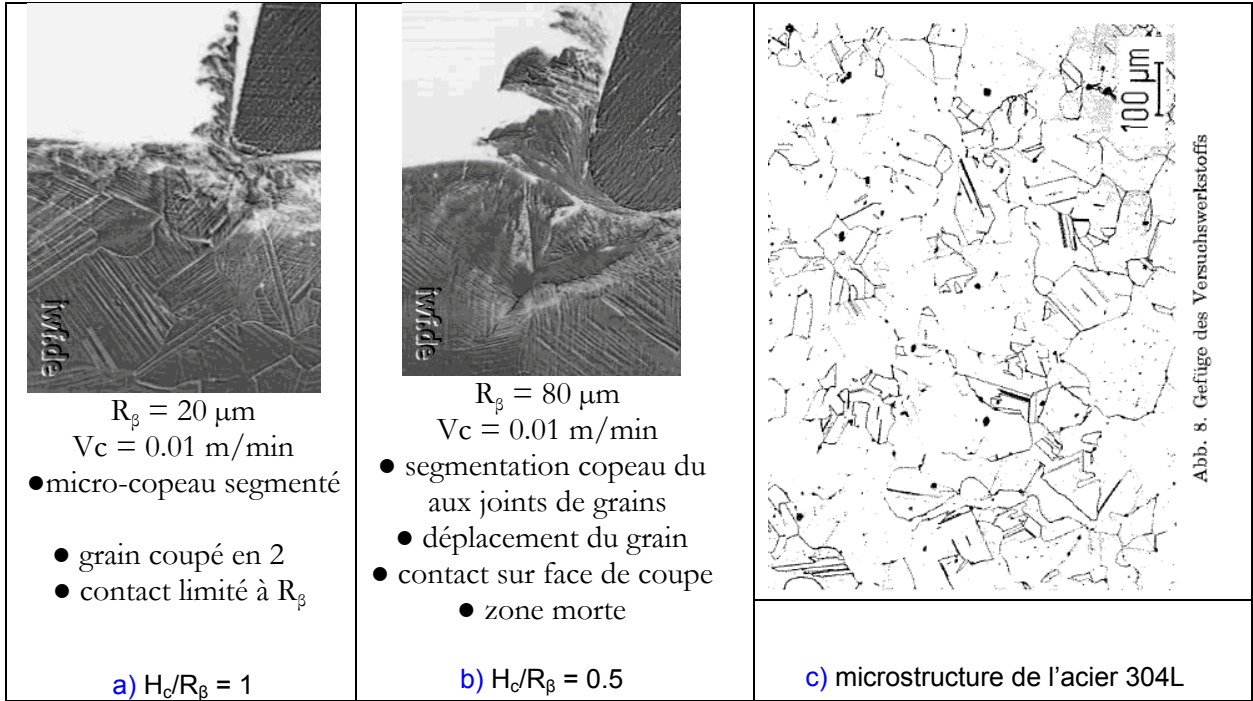


Fig. 1-27 Influence du ratio H_c/R_β sur la formation du copeau et la microstructure en surface de l'acier 304L ($V_c = 0.01 \text{ m/min}$; $H_c = 70 \mu\text{m}$) (WOLF 1973)

1.4.4. Usinage basse vitesse

L'usinage à basse vitesse (UBV) est une cause importante de la formation d'arête rapportée. Dans la démarche COM, la vitesse de coupe minimale est déterminée grâce au suivi de l'énergie spécifique de coupe W_c , par l'analyse des copeaux et par la mesure de la rugosité. L'augmentation brutale de l'énergie spécifique de coupe (Fig. 1-28-a) correspond à la formation d'une arête rapportée. Le substrat non revêtu de l'outil facilite ces adhésions et accentue le décrochement énergétique (Fig. 1-28-b). Dans le cas d'aciers inoxydables austénitiques avec des outils revêtus limitant la formation d'arête rapportée (source UGITECH), cette montée de l'énergie spécifique de coupe est plus progressive, traduisant une baisse de l'adoucissement structural et une augmentation du durcissement structural dans la zone de coupe (moins de température car moins de vitesse de coupe et forte déformations).

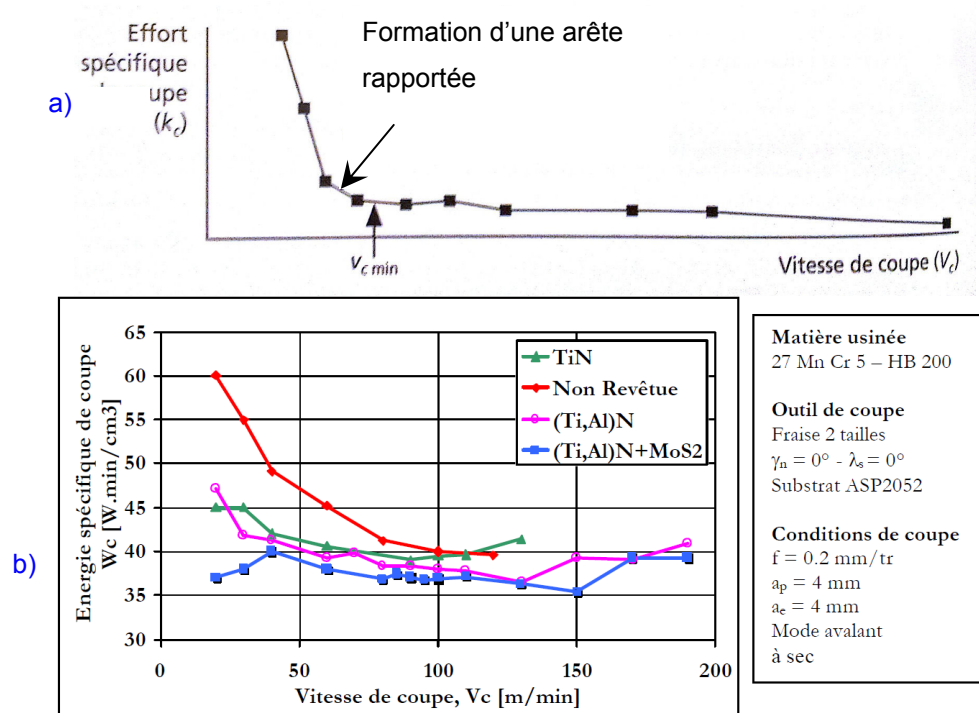


Fig. 1-28 Détermination de la vitesse de coupe minimale d'après la démarche COM

a) formation d'une arête rapportée (Cordebois and Colombié 2008)

b) influence du revêtement à l'interface outil/copeau sur les adhésions (RECH 2002)

L'UBV réduit l'adoucissement thermique du matériau coupé. La température dans la zone de coupe est croissante avec la vitesse de coupe, à faible vitesse. L'absence de bandes de cisaillement adiabatiques disperse l'énergie dans tout le copeau d'où l'augmentation de W_c . La température dans la zone de coupe est réduite (Fig. 1-29), la population inclusionnaire n'a pas d'effet pas, il n'y a donc pas de bénéfice en terme d'énergie de coupe dépensée. Le coefficient de frottement aux interfaces de l'outil augmente.

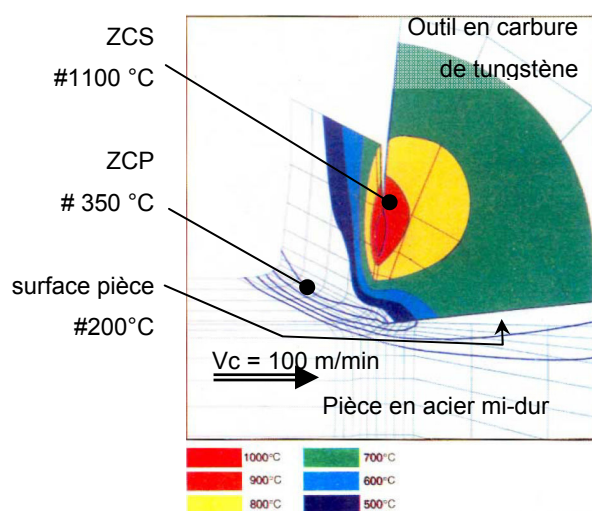


Fig. 1-29 Carte des températures dans le copeau et l'outil
obtenue par modélisation thermodynamique (LEROY 1993)

En micro-fraisage, la basse vitesse est inévitablement préjudiciable à la coupe, avec peu d'adoucissement thermique. Une solution d'assistance à l'usinage est de chauffer localement par un faisceau laser la matière à couper (MELKOTE, KUMAR ET AL. 2009) et (DING, SHEN ET AL. 2012).

1.4.5. Arête rapportée

Le micro-fraisage d'acier 316L est très favorable à la formation d'une arête rapportée.

L'arête rapportée, liée à l'écrouissage du matériau coupé par l'outil, est le résultat d'un transfert de matière à usiner sur l'outil par soudage (adhésion). Les amas de matière collent à l'outil. Ce dépôt instable forme l'arête rapportée et modifie la géométrie de l'outil. Elle est constituée du matériau coupé très déformé dont la dureté peut atteindre deux à trois fois celle de la matière usinée. Elle se forme à basse vitesse de coupe (efforts de coupe trop faible, température de coupe trop basse) pour des géométries de coupe négative et des matériaux facilement écrouissables (copeau continu, matériau collant).

Les principaux facteurs influençant l'écrouissage lors de la coupe sont :

- les propriétés du métal usiné,
- l'angle de coupe, le rayon R_β , l'épaisseur coupée H_c ,
- l'usure de l'outil en dépouille (évolution de la surface de contact outil / pièce),
- l'arrosage (lubrification).

L'écrouissage de l'acier 316L ne peut être réduit que thermiquement par un recuit de restauration structurale.

La cinématique de formation de l'arête rapportée peut être décomposée en quatre phases:

1. microsoudures du métal usiné à l'interface copeau/outil sous l'effet de la pression exercée par la coupe et du réchauffement associé,
2. augmentation du frottement à l'interface copeau/outil amplifiant le phénomène de microsoudures,
3. stabilisation de l'arête rapportée, de hauteur croissante, qui joue le rôle d'arête de coupe formant le copeau : les angles de coupe sont modifiés ainsi que les efforts de coupe,
4. effondrement cyclique de l'arête rapportée : parfois en arrachant des écailles à la surface outil, et modifiant la rugosité de la surface pièce. Des points durs peuvent alors se présenter lors de l'usinage ultérieur de cette surface.

L'arête rapportée augmente l'angle de coupe ce qui devrait diminuer les efforts de coupe. Toutefois une augmentation de ces efforts de coupe est constatée du fait de l'augmentation du frottement aux interfaces outil.

L'arête rapportée protège l'arête tranchante en l'éloignant des zones de pression et de chaleur maximales. Dans certains travaux d'ébauche, l'arête rapportée est recherchée (diminution de l'usure) mais entraîne une augmentation de l'énergie absorbée par la coupe, et une faible productivité du fait de la faible vitesse de coupe.

Pour la finition l'arête rapportée est néfaste. L'état de surface est mauvais et la précision dimensionnelle varie.

Pour remédier à la formation de l'arête rapportée, deux actions sont possibles :

- une augmentation de la vitesse de coupe (v plus élevée, ramollissement de la zone d'accumulation jusqu'à former une couche mince glissante mais non soudée)
- une diminution des adhésions possibles à l'outil en
 - durcissant le matériau coupé (écrouissage),
 - avec la théorie du 3^{ème} corps lubrifiant (peut être inclus dans le matériau : inclusions de MnS, par un apport externe : huile de coupe, ou fournis par le revêtement de l'outil : TiN, MoS₂),
 - en réduisant le coefficient de frottement de l'interface outil / copeau : polissage de la face de coupe.

En micro-fraisage d'acier 316L, les actions pour prévenir la formation de l'arête sont limitées. L'usinage se fait généralement à la fréquence de rotation maximale disponible à la broche (limitée par la

technologie). La vitesse de coupe ne peut pas être augmentée. L'acier 316L ne peut être durcit que par déformation mécanique (laminage, ...).

La formation d'une arête rapportée peut être particulièrement liée à deux phénomènes. D'abord un angle de coupe négatif avec une acuité d'arête « non idéale » comme pour un outil usé (Fig. 1-30), ensuite par l'utilisation de basses vitesses de coupe.

La sensibilité de l'arête rapportée à la vitesse de coupe peut se faire en caractérisant soit les efforts de coupe (Fig. 1-31), soit l'état de surface (Fig. 1-32). Trois zones se distinguent alors :

- zone A : diminution du frottement à l'interface copeau/outil en augmentant la vitesse d'écoulement (V_c),
- zone B : apparition de l'arête rapportée et augmentation des frottements à l'interface copeau/outil et par la suite de l'effort tangentiel de coupe,
- zone C : diminution de l'arête rapportée, l'effort de coupe F_c diminue et se stabilise pour $V_c \approx 200$ m/min dans l'acier C48 recuit.

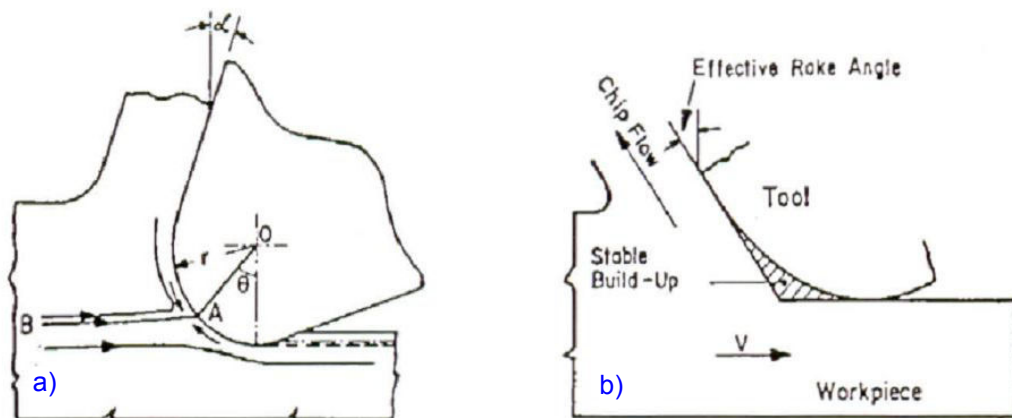


Fig. 1-30 Influence de l'usure de l'outil sur l'apparition d'une arête rapportée stable

a) outil neuf, **b)** outil usé (BASURAY ET AL (1977))

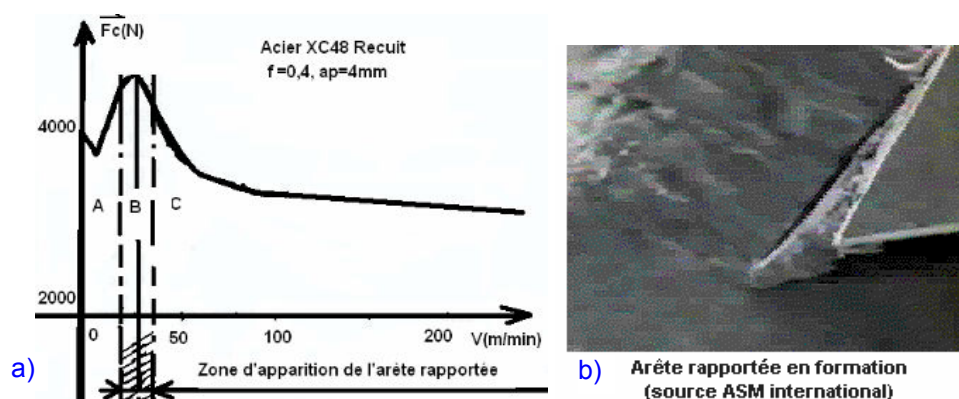


Fig. 1-31 Influence de la vitesse de coupe sur l'effort de coupe et l'arête rapportée.

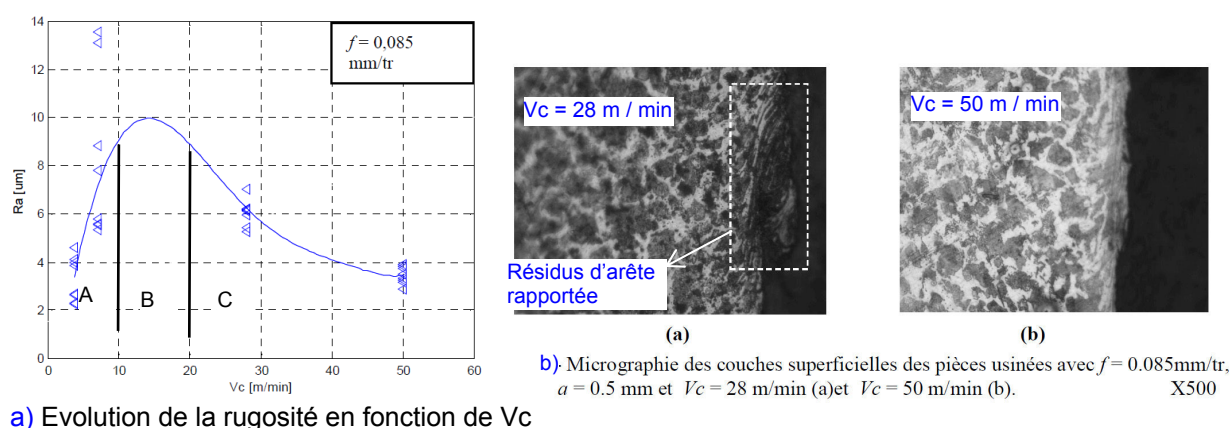


Fig. 1-32 Influence de la vitesse de coupe (arête rapportée) sur la rugosité de la pièce

a) évolution de la rugosité, b) micrographie des couches superficielles

(GACEB AND BRAHMI 2007)

1.4.6. Bavures

Les bavures dépendent de la stratégie d'usinage, du couple outil / matière et de l'usure de l'outil. Elles sont des sources de non productivité nécessitant des opérations supplémentaires de finition pouvant endommager les micro pièces (PHAM, DIMOV ET AL. 2008).

La déformation plastique du matériau (Poisson burr), le déchirement (Tear burr), l'enroulement ou bavure de sortie (Roll-over burr), la séparation de la pièce du brut (Cutt-off burr) sont les 4 principes de formation de bavure (Fig. 1-33). Les 8 étapes du processus de formation de la bavure dépendent des propriétés du matériau usiné et des angles des outils (Fig. 1-34) détaillé en [Annexe A1-1].

Les bavures se produisent sur les arêtes de la pièce aux interfaces libres des surfaces usinées. La norme ISO 17315 spécifie les arêtes des pièces (Fig. 1-35). Elles dépendent du mode d'usinage et de la

localisation de la surface libre de la pièce (Fig. 1-36). L'aspect déchiqueté de la bavure ne facilite pas la caractérisation (Fig. 1-37). Une caractérisation non normalisée des bavures est proposée [Annexe A1-2].

La nomenclature des bavures est liée à l'arête de coupe qui les génère soit une bavure mineure (arête de coupe secondaire), soit des bavures majeures (arête de coupe principale) réparties en 5 types pour le fraisage en bout (Fig. 1-38). La maîtrise des bavures est possible par les stratégies d'usinage adaptées (Fig. 1-39).

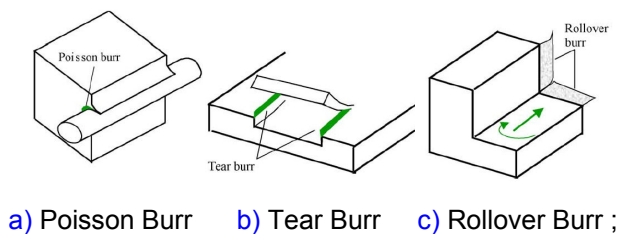


FIG. 1-33 Principe de formation des bavures (Cut-off Burr non représentée)
(AURICH, DORNFELD ET AL. 2009)

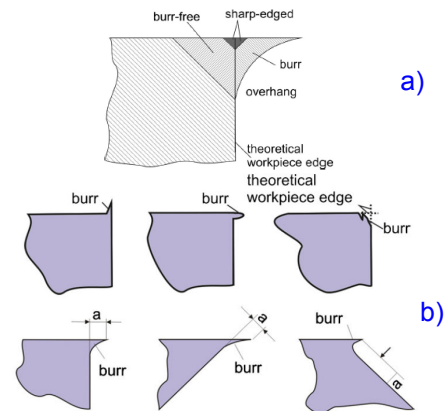


Fig. 1-35 Définition de la bavure
selon la norme ISO 13715

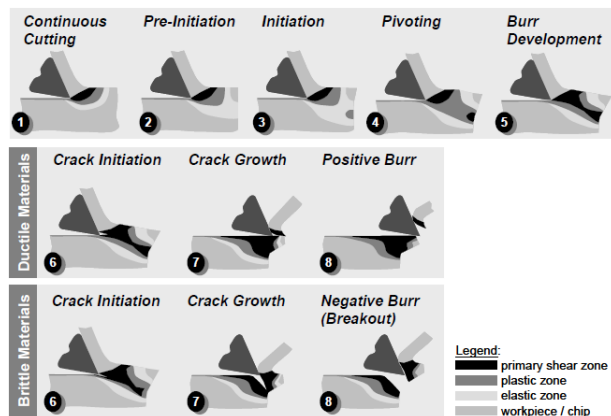


FIG. 1-34 Processus simplifiée de la formation de la bavure
(HASHIMURA, CHANG ET AL. 1999)

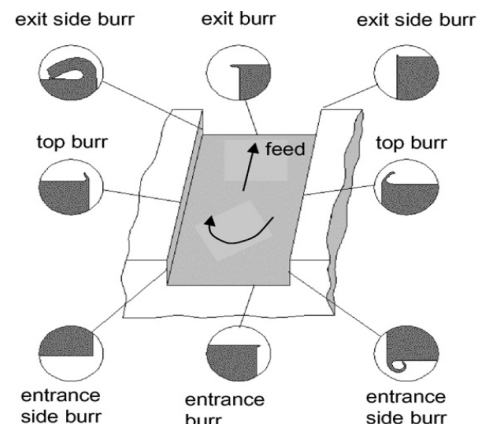


Fig. 1-36 Localisation des bavures
(HASHIMURA, HASSAMONTR ET AL. 1999)

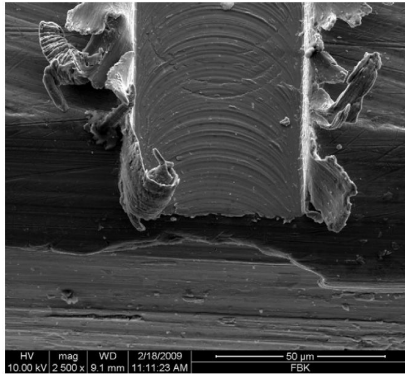


Fig. 1-37 Bavures en micro-fraisage
(top burr & exit side burr)
(Ti-6Al-7Nb ; $A_p = 20 \mu\text{m}$)
(SCHUELER, ENGMANN ET AL. 2010)

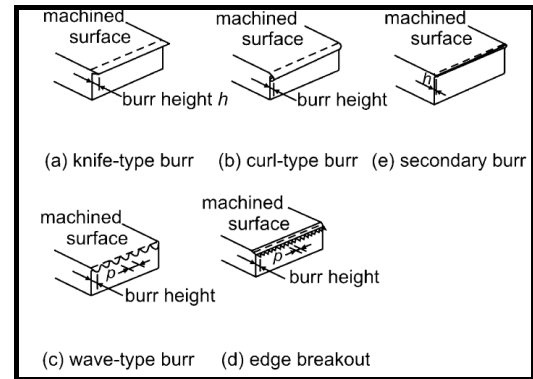


Fig. 1-38 Les 5 types de bavures majeures
observées en fraisage en bout
(CHERN 1993; AURICH, DORNFELD ET AL. 2009)

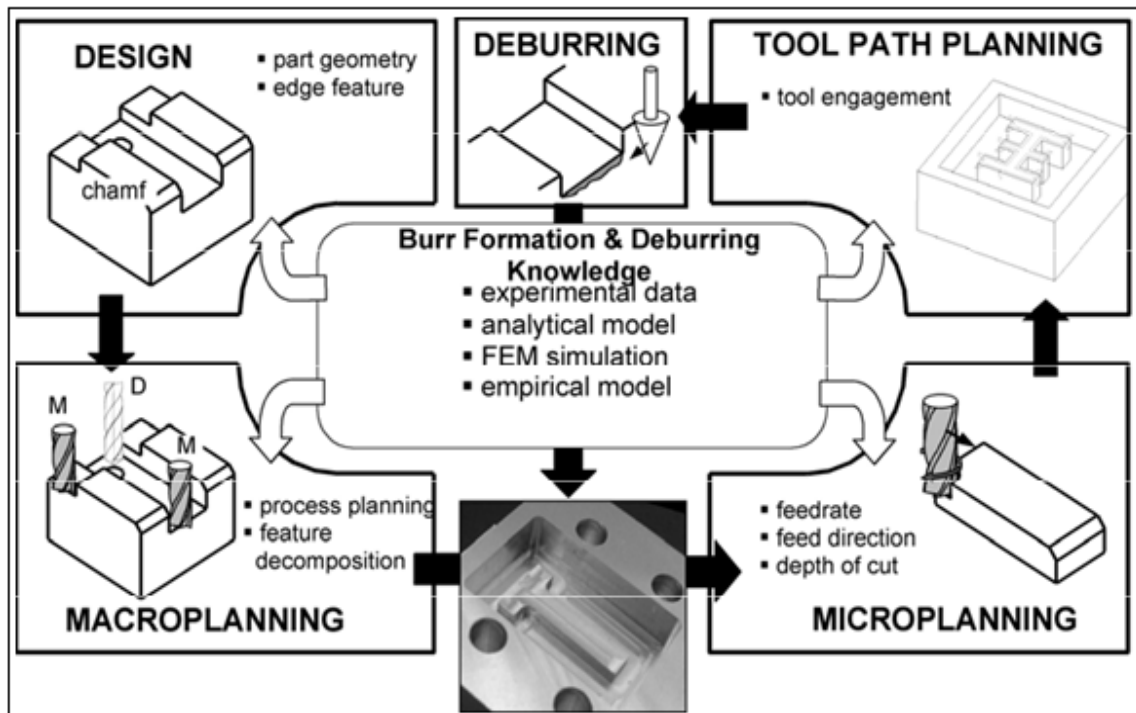


Fig. 1-39 Minimisation des bavures lors via la stratégie d'usinage
(AURICH, DORNFELD ET AL. 2009)

Avec un outil tournant (de type « fraise » $D 110 \mu\text{m}$) de géométrie rudimentaire, la coupe peut être réalisée mais avec de fortes bavures et des états de surfaces moyens (Fig. 1-40). Les bavures observées

en micro-fraisage sont nommées. (Fig. 1-41). Ces noms ne sont pas normalisés ou actuellement reconnus.

Les bavures sont sensibles d'abord à la profondeur axiale A_p , puis à la vitesse d'avance F_z . La bavure générée en opposition est toujours plus importante que celle générée en avalant. L'angle de coupe négatif de l'outil et l'absence d'angle de dépouille de l'outil doivent favoriser la formation de la bavure. Le mode de coupe ploughing doit renforcer la plastification de la bavure. Une séquence montrant le mode de formation de la bavure « primaire » est illustrée en Fig. 1-42.

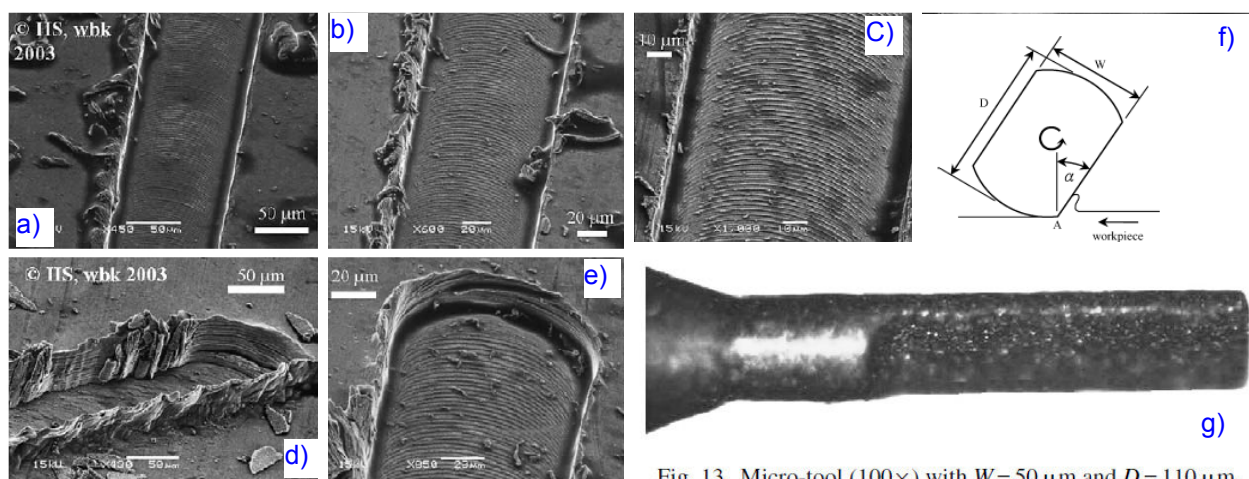
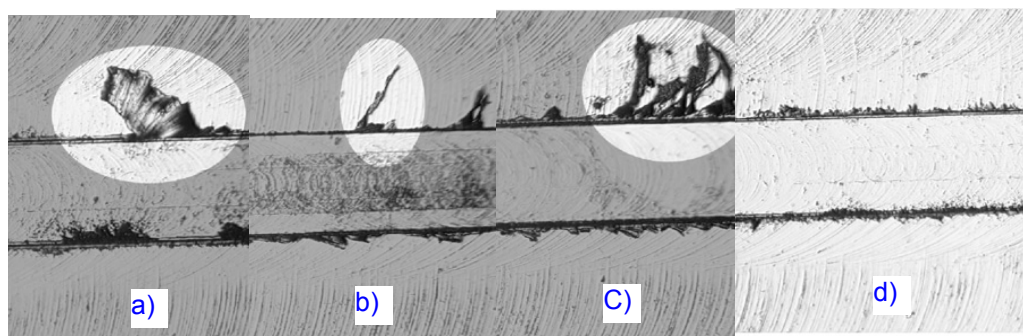


Fig. 13. Micro-tool (100x) with $W=50 \mu\text{m}$ and $D=110 \mu\text{m}$.

Fig. 1-40 Bavures et surfaces réalisées par micro-fraisage avec un outil de géométrie rudimentaire

(outil rudimentaire D0.11Z2; laiton ; $V_c=0.63 \text{ m/min}$; $F_z = 3 \mu\text{m} / \text{dt/tr}$; $A_p = 10 \mu\text{m}$)

(CHERN, WU ET AL. 2007)



$V_c \text{ m/min}$	6.28	18.84	12.5	6.28
F_z	0.025	0.05	0.05	0.025
A_p	3	1	3	1
Type bavure	Primaire	En aiguille	En plumeau	Mineure

Fig. 1-41 Nomenclature des bavures en fonction de V_c , F_z et A_p :

a) primaire, b) en forme d'aiguille, c) en plumeau, d) mineures (CHERN, WU ET AL. 2007)

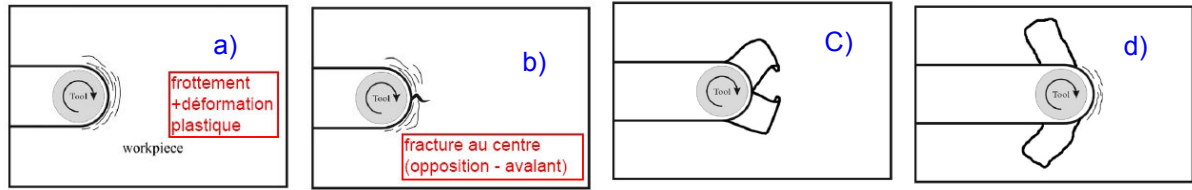


Fig. 1-42 Formation de la bavure primaire (CHERN, WU ET AL. 2007)

A l'échelle de la surface, les micro-bavures sont générées au niveau du joint inter granulaire. (WANG, GONG ET AL. 2007; WANG, GONG ET AL. 2008) associent un coefficient de friction différent à chaque grain d'un matériau polycristallin (Mesure via AFM) (voir aux § effet microstructuraux Fig. 1-66). Cela induit des valeurs de copeau minimum différentes. La Fig. 1-43 représente quatre grains différents le long de l'arête de coupe. Pour les grains avec un fort coefficient de friction les copeaux sont formés. Pour les autres grains, c'est seulement des petites bavures ou une compression de la matière (écrouissage).

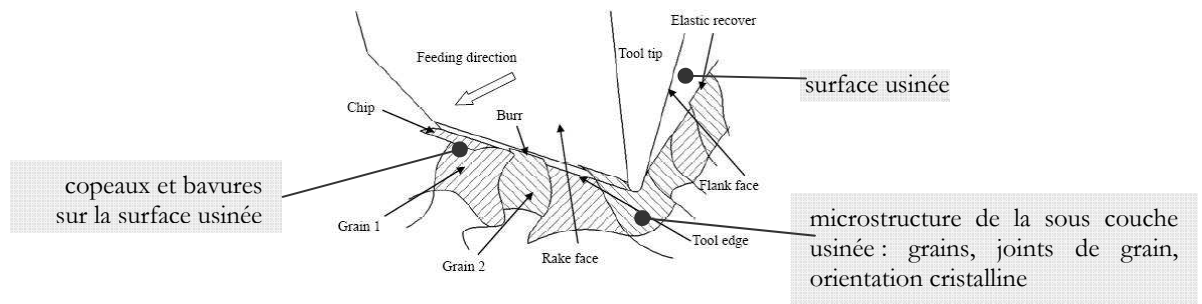


Fig. 1-43 Processus de formation de la bavure pour les matériaux polycristallins

(WANG, GONG ET AL. 2007)

1.4.7. Trajectoire de la dent

Le calcul de l'épaisseur coupée dépend du type de modélisation de la trajectoire de la dent de la fraise. Dans les années 2000 (BAO AND TANSEL 2000) formulent un premier modèle d'efforts de coupe en micro-fraisage « MEMO » pour Micro-End-Milling Operation) en représentant la trajectoire de la dent par une trochoïde (Fig. 1-44-b) initialement circulaire (« CEMO ») (Fig. 1-44-a). Ce réalisme permet une amélioration du modèle « CEMO » quand à la modélisation des efforts de coupe instantanés.

En fraisage, l'avance F_z conditionne l'épaisseur de copeau maximale H_{\max} :

$$H_{\max} = 2.F_z \cdot \sqrt{\left(\frac{Ae}{D}\right)\left(1 - \frac{Ae}{D}\right)} \quad (1-1)$$

avec Ae : engagement radial (mm), D : diamètre de la fraise (mm), F_z : avance par dent (mm / dt /tr).

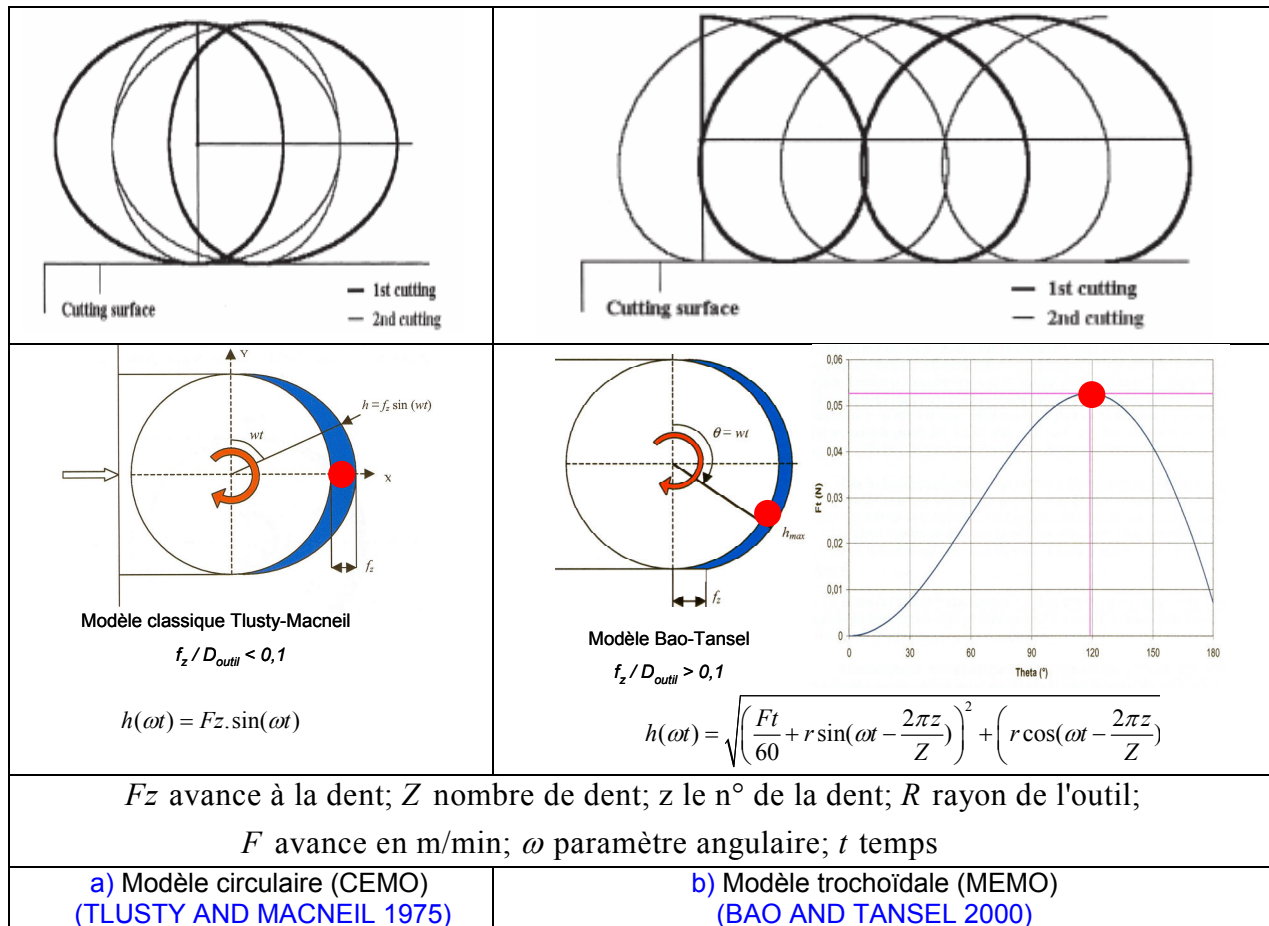


Fig. 1-44 Calcul de l'épaisseur coupée non déformée en fonction de la modélisation de la trajectoire de la dent d'une fraise

La trajectoire de la dent modélisée par une trochoïde est plus réaliste et permet un calcul plus précis de l'épaisseur coupée. Les entrées et sorties matière ne se font pas exactement sur les bords tangents à la trajectoire ($\theta = 0^\circ$ ou 180°). L'effort de coupe tangentiel n'est pas maximum au centre de la rainure. Cette sensibilité dépend du ratio Fz/R (avance à la dent / rayon d'outil).

Le calcul de l'épaisseur coupée H_c pour une trajectoire trochoïdale de la dent montre une sensibilité au mode d'usinage. H_c est toujours plus importante en avalant (Down Milling) qu'en opposition (Up milling). Cette sensibilité au mode d'usinage est dépend de l'engagement radial A_e (D ou $D/2$ sur la Fig. 1-45-b). Pour le ratio $Fz/R < 0,05$ les modèles utilisés pour calculer l'épaisseur coupée ne sont plus sensibles à la largeur de coupe A_e . Par exemple, en micro-fraisage pour un outil $D0.5$ mm avec $Fz = 0.02$ mm, le ratio Fz/R est de 0.04.

Pour un ratio $Fz/R < 0.1$ l'erreur relative sur les efforts de coupe F_{CMEMO} / F_{CCMO} est inférieure à 15% (Fig. 1-45-a) et moins de 8% pour $Fz/R < 0.05$.

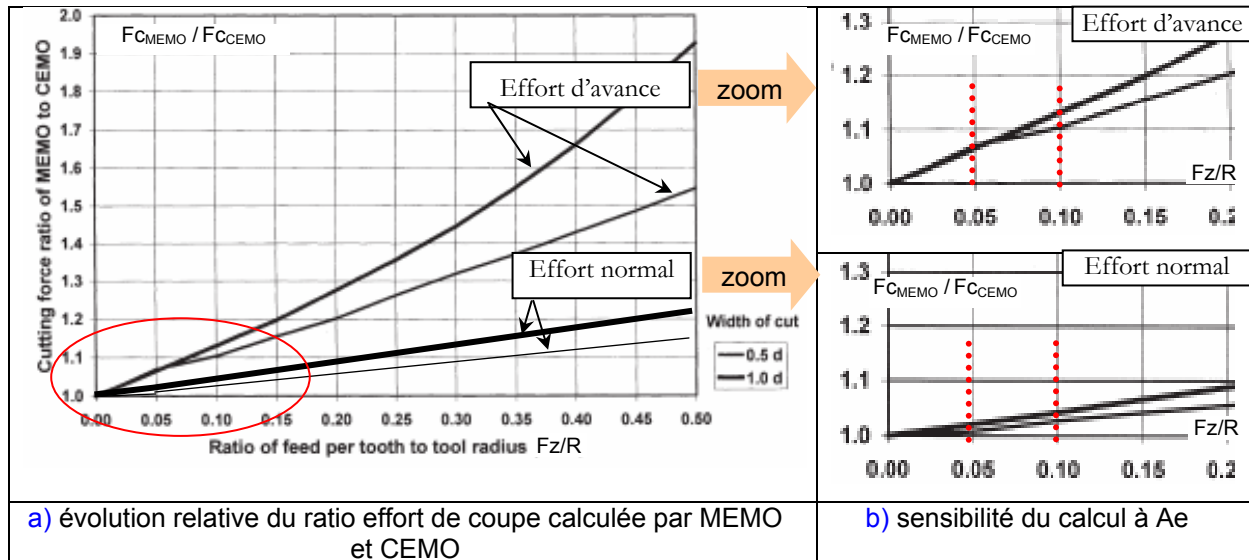


Fig. 1-45 Ecart entre les efforts de coupe calculés par une modélisation MEMO et CEMO, en fonction du ratio F_z/R et de l'engagement radial A_e (BAO AND TANSEL 2000)

A partir d'expériences, une seconde publication de (BAO AND TANSEL 2000) comparent les résultats obtenus aux efforts de coupe modélisés pour une trajectoire trochoïdale réaliste. Ils expliquent les différences par l'importance du mal rond.

1.4.8. Copeau minimum

En micro-fraisage H_{\max} étant du même ordre de grandeur que H_{\min} , la notion de copeau minimum devient un phénomène majeur dans l'étude de la coupe. La majorité des études traite du copeau minimum dans un processus de coupe continue tel que le tournage ou la coupe orthogonale. Pour ces procédés, le choix est volontaire (superfinition) de travailler avec des épaisseurs coupées H_c faible. Ces études permettent de comprendre les phénomènes mis en jeu lors de la coupe autour de la valeur critique de H_{\min} .

En mode opposition, l'épaisseur coupée H_c varie de $0 \rightarrow H_{\min}$ puis de $H_{\min} \rightarrow H_{\max}$. En mode avalant, c'est l'inverse. La Fig. 1-46 représente l'évolution de l'épaisseur coupée H_c le long du trajet de la dent passant de 0 à H_{\max} . Son évolution n'est pas strictement croissante. L'épaisseur minimale de copeau H_{\min} est inévitablement rencontrée le long de la trajectoire de la dent. Ce copeau minimum s'accompagne généralement d'un retour élastique de hauteur H_r du matériau sur la face en dépouille de la dent. La surface générée est différente de la surface théoriquement obtenue par la trajectoire de la dent. Les épaisseurs à couper pour la dent suivante en seront influencées (Fig. 1-47).

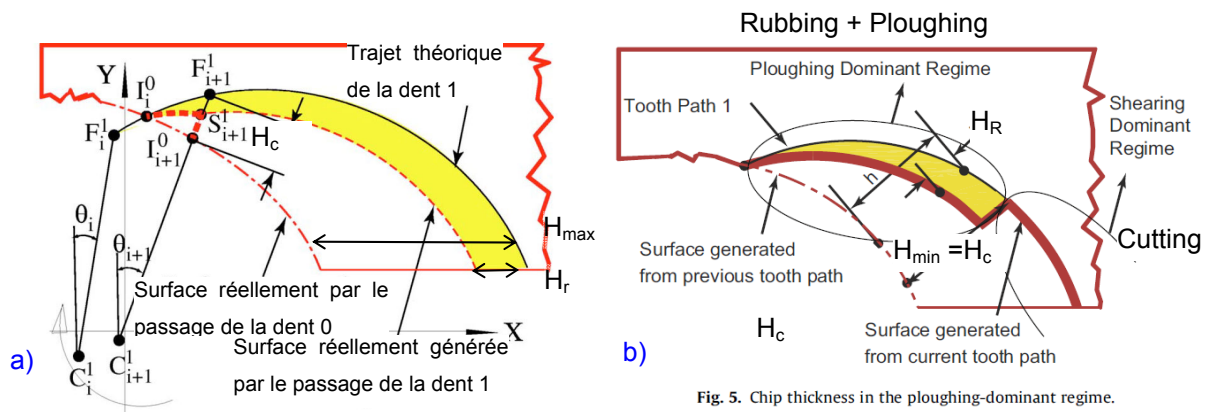


Fig. 5. Chip thickness in the ploughing-dominant regime.

Fig. 1-46 Evolution de la section coupée en (micro) fraisage

(JUN, LIU ET AL. 2006) (MALEKIAN, PARK ET AL. 2009)

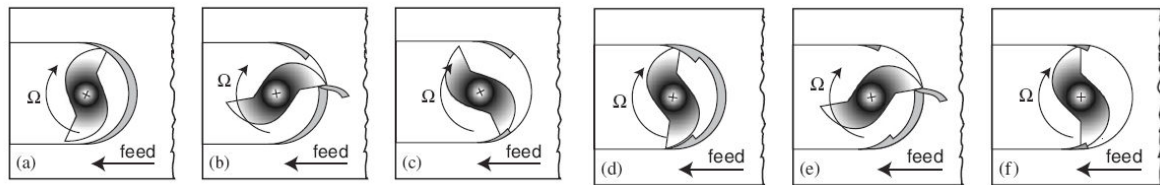


Fig. 1-47 Variabilité de l'épaisseur coupée due à l'effet copeau minimum

(FILIZ, CONLEY ET AL. 2007)

1.4.9. Mal rond ou Run Out

Le mal rond n'existe que s'il y a deux dents voire plus, c'est un critère relatif. Le mal rond « MR » est défini pour chaque dent de la fraise. C'est l'excentration vis-à-vis de son diamètre théorique de rotation. Souvent mesuré comme un battement radial, sa définition n'est pas normalisée. Le mal rond est un critère global.

Il trouve son origine avec les effets de mise en œuvre (initiaux), avec la dynamique de rotation (faux rond de broche, effets inertiels) (JUN, LIU ET AL. 2006) et avec l'endommagement inégal de chaque dent de l'outil. En micro-fraisage, la valeur du mal rond MR est du même ordre de grandeur que celle de l'avance à la dent F_z . Son importance s'exprime au travers du ratio caractéristique MR/F_z souvent proche de 1.

Une mesure du battement radial de la queue de l'outil est utilisée pour caractériser le mal rond. Ce battement est mesuré en plusieurs altitudes au plus proche de la longueur coupante de l'outil (BISSACCO, HANSEN ET AL. 2008).

La caractérisation du mal rond en usinage n'est pas définie. Le mal rond influence significativement la section coupée H_c à l'échelle de la coupe micro. Les profils d'efforts de coupe

(amplitude, répartition temporelle) sont modifiés. Par une analyse du profil d'effort qui est variable d'une dent à l'autre (SCHMITZ, COUEY ET AL. 2007) caractérisent le mal rond de deux façons :

- par le taux de mal rond : établi comme le rapport des amplitudes maximales entre chaque dent sur un tour de fraise (similaire au ROI : le Run Out Index de (BAO AND TANSEL 2000)),
- par la pseudo période entre chaque dent non égale à la moitié de la période par tour (fréquence inter pic d'effort).

Une analyse FFT des signaux d'efforts permet d'observer l'effet du mal rond sur les harmoniques de la FPD (Fréquence de Passage de Dent) (JUN, DEVOR ET AL. 2006).

Si la trajectoire de la dent est calculée précisément, elle permet de modéliser l'effet du mal rond. La Fig. 1-48 présente les angles d'attaque et de sortie pour chaque dent ainsi que la rugosité latérale coté avalant ou opposition dans un cas idéal en rainurage.

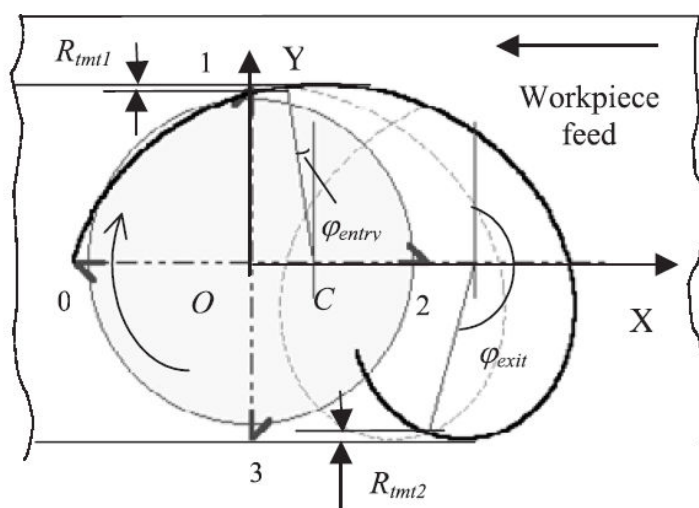


Fig. 1-48 Modèle trochoïdale MEMO :
angles d'entrée et de sortie, rugosité latérale et épaisseur coupée non déformée H_c
(LI AND LI 2005)

La Fig. 1-49 présente l'influence sur l'épaisseur coupée du mal rond pour une fraise D12 à 4 dents.

L'épaisseur coupée H_c est calculée numérique. Le ratio MR/Fz est choisit à 3 niveaux. L'analyse porte sur le profil de H_c , la valeur H_{max} , les angles d'engagement et de sortie de chaque dent, la rugosité latérale. Dans le cas correspondant à la rupture d'une dent ($Fz > MR$) alors seule la dent suivante est impactée sur le niveau de H_{max} . En accentuant le mal rond ($MR > Fz$) le profil de H_c est impactée. Le travail de chaque dent est non équilibré, introduisant une variabilité dans les efforts.

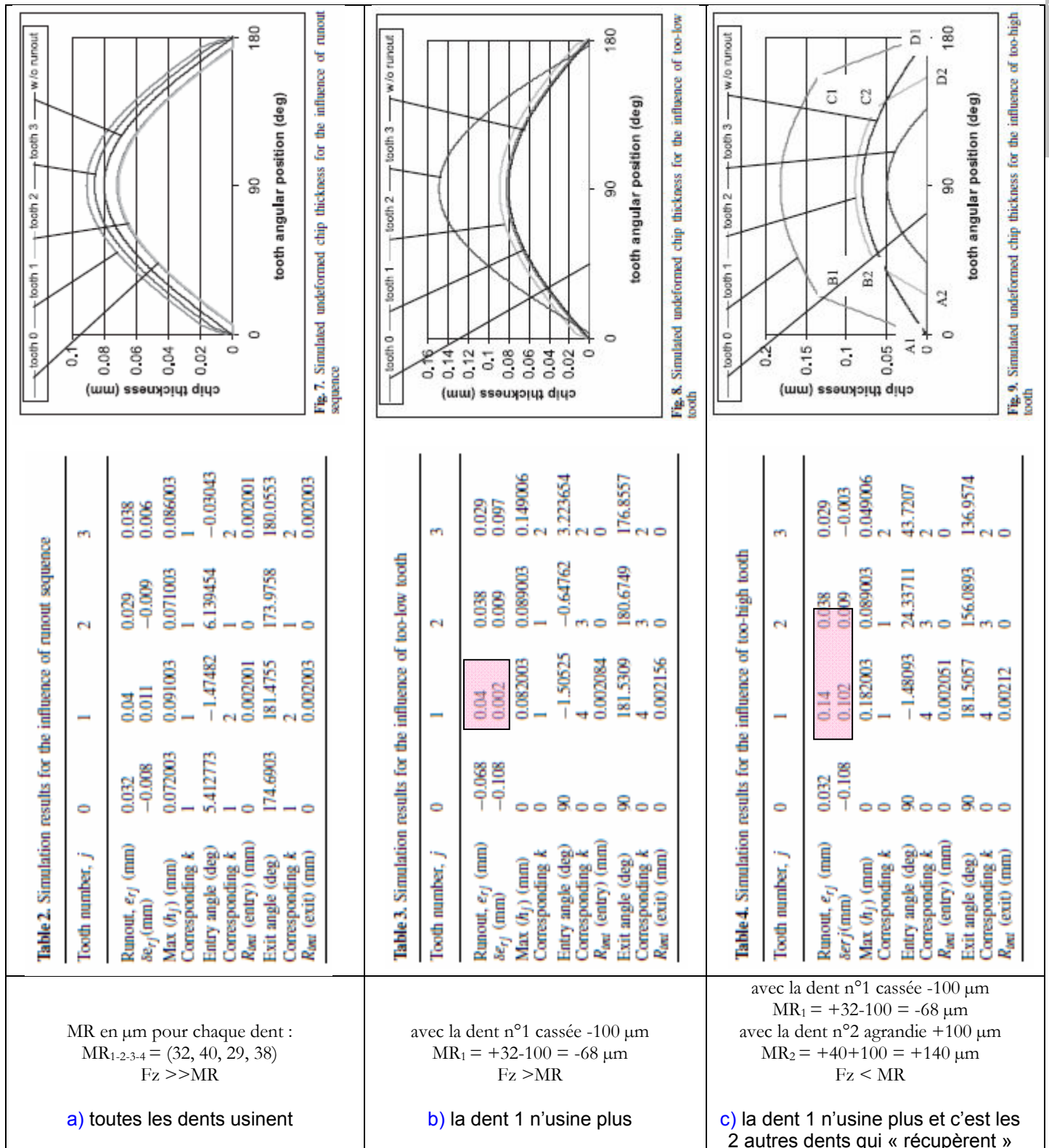


Fig. 1-49 Calcul numérique de H_c avec une modélisation MEMO
 en fonction de la valeur de MR (D12Z4 ; $F_z = 80 \mu\text{m}/\text{dt}/\text{tr}$) (LI AND LI 2005)

La rugosité latérale est peu sensible à MR, variant sur la surface dressée de 7% (avalant) ou 4% (opposition). Les angles d'entrée et de sortie évoluent de façon significative : 25%.

En se limitant à deux dents pour le cas du micro-fraisage :

- soit le $F_z > MR$: cas [Fig. 1-49-a](#)),
- soit $MR > F_z$: cas [Fig. 1-49-b](#)), une seule dent usine.

([KUMANCHIK AND SCHMITZ 2007](#)) proposent un calcul analytique de l'épaisseur coupée non déformée H_c , avec une approximation présentée comme négligeable. Le mal rond et l'espacement angulaire (irrégulier) entre chaque dent sont pris en compte.

1.4.10. Efforts de coupe

Pour modéliser les efforts de coupe, l'approche peut être empirique, analytique ou numérique. La modélisation adoptée dans le cadre du CAM (couple arête matière) est semi empirique. Le CAM est défini par un triplet (matière, propriétés d'arête, loi de coupe locale). Les valeurs des coefficients de la loi de coupe (coupe oblique) sont obtenues expérimentalement, directement à partir de la mesure des efforts de coupe. L'arête de coupe est discrétisée par segments sur lesquels l'effort de coupe est calculé en fonction des paramètres arête/matière. L'effort global sur l'outil est alors obtenu par intégration le long de l'arête coupante en fonction de l'opération. La modélisation des efforts de coupe est hors cadre de l'étude mais un logiciel utilisant une modélisation CAM est disponible pour l'étude. La loi de coupe utilisée n'est pas validée pour l'échelle micro. Les coefficients de la loi de coupe utilisée ont été identifiés pour l'acier X38CrMoV5 ([BISSEY 2005](#)). Bien que le matériau de l'étude soit différent (X2CrNiMo17-12), les profils d'efforts (amplitude, répartition temporelle) sont des données utilisables et dans certains cas se calent avec les mesures expérimentales [[Annexe A1-3](#)].

1.4.11. Effet du rayon d'arête

A l'échelle macro, dans une configuration de coupe orthogonale, l'arête de l'outil est modélisée par un rayon d'acuité d'arête R_β de faible valeur, avec une épaisseur coupée H_c grande ($H_c \gg H_{\min}$) ([Fig. 1-50-a](#)). A l'échelle micro, la valeur de R_β devient significative, l'épaisseur coupée H_c est du même ordre de grandeur que H_{\min} . L'angle de coupe effectif est alors modifié ([Fig. 1-50-b](#)). Le mode de coupe ploughing devient présent. Le copeau minimum H_{\min} est alors considéré relativement à l'acuité d'arête modélisée comme un rayon. La littérature utilise la dénomination « effet du rayon d'arête » ou « cutting edge radius size effect ». Le rayon d'acuité d'arête est la cause du copeau minimum ([LAI, LI ET AL. 2008](#)).

En fonction du matériau coupé et de l'outil, la valeur identifiée dans la littérature pour H_{\min} varie de 10% à 40% de la valeur de R_β . La Fig. 1-51 montre la corrélation entre la diminution de l'avance (ratio H_c/R_β) et l'augmentation mesurée de la force spécifique de coupe K_c , de la rugosité et de la hauteur des bavures.

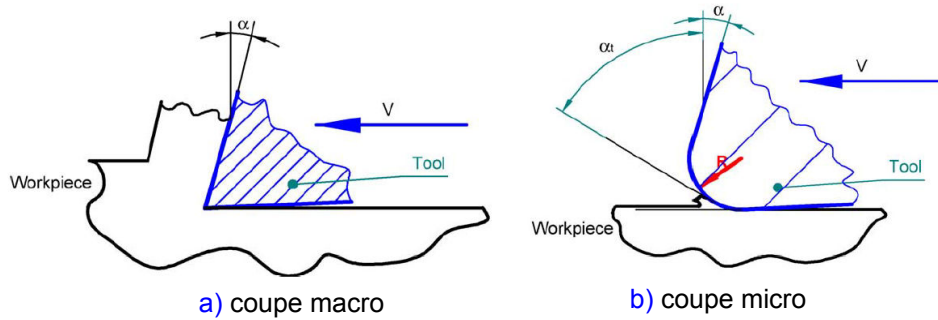


Fig. 1-50 Effet du rayon d'arête (BISSACCO, HANSEN ET AL. 2005)

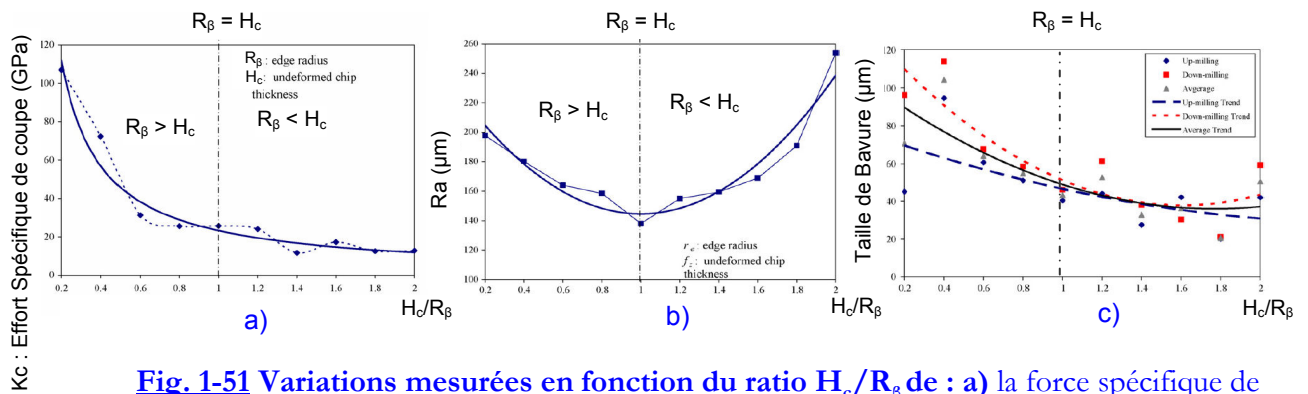


Fig. 1-51 Variations mesurées en fonction du ratio H_c/R_β de : a) la force spécifique de coupe, b) la rugosité, c) la taille des bavures (acier H13 à 45 HRC et taille de grain fine; D0.9Z2, $R_\beta = 1.4^{\pm 0.28} \mu\text{m}$, $N = 30\,000 \text{ tr/min}$; $A_p = 50 \mu\text{m}$; $A_e = D$, à sec) (ARAMCHAROEN AND MATIVENGA 2009)

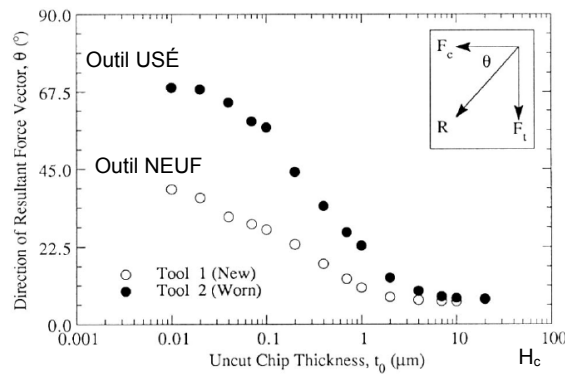


FIG. 1-52 Variation de l'angle de l'effort de coupe résultant en fonction de l'épaisseur coupée pour un R_β donné (outil neuf et outil usé) (LUCCA AND SEO 1993)

La Fig. 1-52 montre que le ratio H_c / R_β est influant. L'usure de l'outil ne modifie pas ce phénomène mais l'accentue. La variation de l'angle de coupe résultant, particulièrement pour l'effort d'avance, est corrélée à la variation de l'angle effectif de coupe.

En faisant varier l'épaisseur coupée, l'effet du rayon d'arête est analysé comme une variation de l'angle de coupe, de plus en plus négatif à mesure que H_c diminue. Pour $H_c < H_c \text{ lim}$ (Fig. 1-53-b) **Erreur ! Source du renvoi introuvable.** la valeur de l'angle de coupe nominal γ_i est remplacée par une valeur de l'angle de coupe effectif γ_e qui dépend du rayon R_β et de l'épaisseur coupée H_c **Erreur ! Source du renvoi introuvable. :**

$$H_c \text{ lim} = R_\beta \cdot (1 + \sin \gamma_i) \quad (1-2)$$

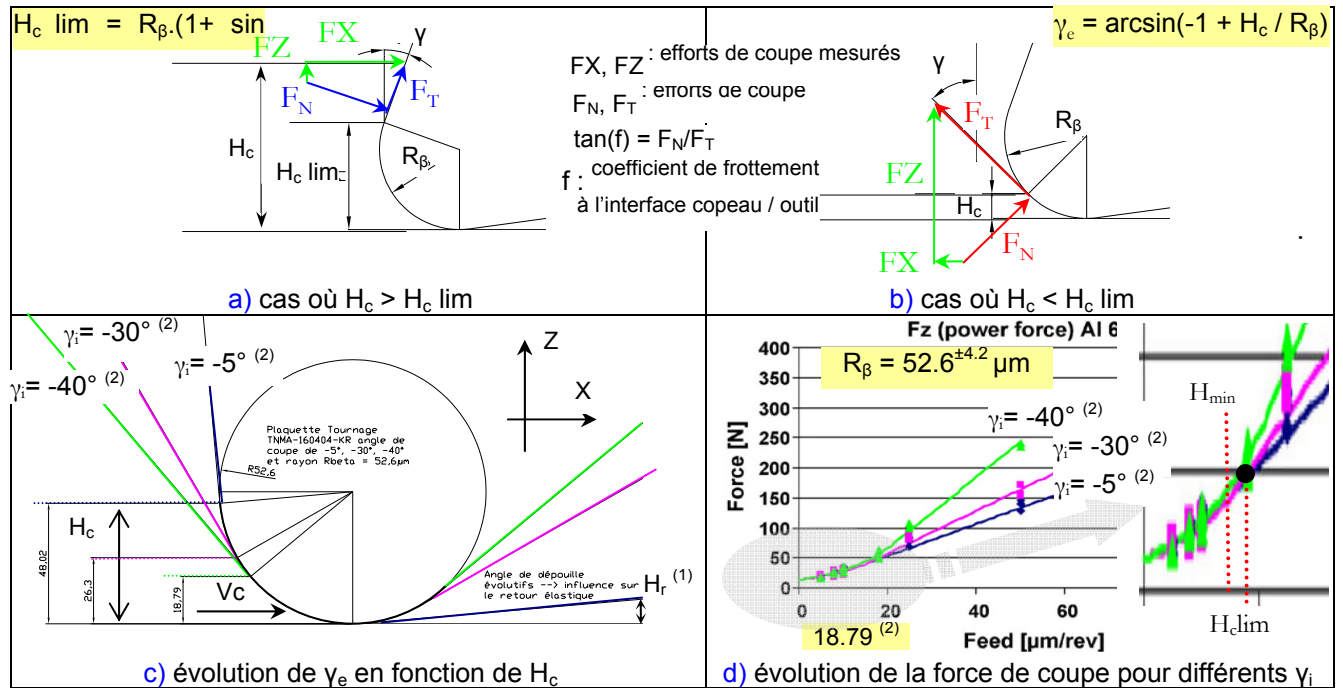
$$\gamma_e = \arcsin (-1 + H_c / R_\beta) \quad (1-3)$$

Un essai en coupe orthogonale (Fig. 1-53) est réalisé avec un R_β caractérisé à $52.6 \mu\text{m}^{\pm 4.2}$ au profilomètre à stylet. Le graphique (Fig. 1-53-d) de la force mesurée normale à V_c montre 3 domaines :

- $F_z > H_c \text{ lim}$: décroissance linéaire, de pente sensible à la valeur de l'angle de coupe γ_i ,
- $H_{\min} < F_z < H_c \text{ lim}$: décroissance linéaire, insensible à la valeur de l'angle de coupe γ_i ,
- $F_z < H_{\min}$: une décroissance moindre et non linéaire.

Cette modélisation simpliste semble être une approche pertinente de la réalité plus complexe.

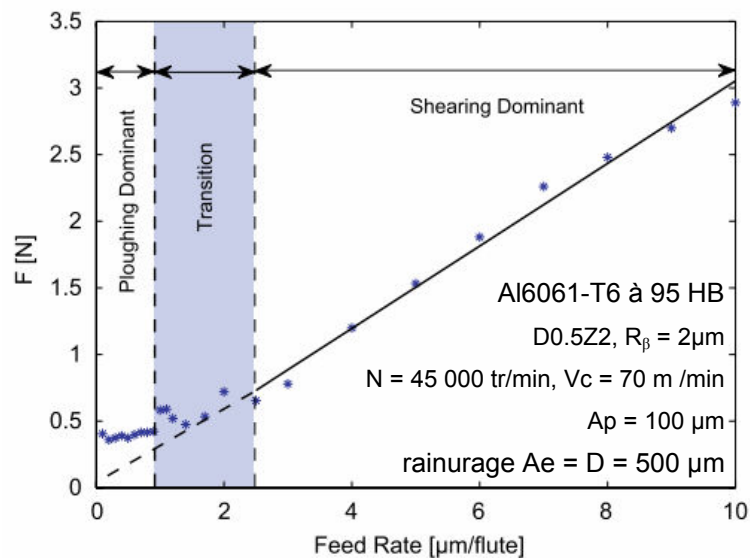
Ces observations sont similaires pour des essais en micro-fraisage (Fig. 1-54). Une explication proposée est le changement du mode de coupe passant de cisaillement à ploughing. La démarche originale d'étudier la coupe micro à partir d'un outil macro sera reprise dans l'étude sous le nom de coupe «semi-micro» (ici nommé “up-scaled orthogonal cutting tests”).



(1) le retour élastique H_r de la pièce sur la face de dépouille de l'outil n'est pas présenté.

(2) angle de coupe nominal γ_i obtenu par inclinaison du porte outil, angle de coupe effectif γ_e est identique pour $H_c = 18.79 \mu\text{m}/\text{tr}$

Fig. 1-53 Influence de R_{β} et de H_c sur l'angle de coupe γ_e , variation de l'effort de coupe en coupe orthogonale à partir de R_{β} donné et H_c variable pour différents γ_i (BISSACCO, HANSEN ET AL. 2008)



La valeur identifiée de H_{\min} (pour l'Al6061-T6) en micro-fraisage est de 30% de R_β . Cette valeur a également été établie par (BASURAY, MISRA ET AL. 1977) qui ont testés la coupe avec des outils usés. Pour l'essai en coupe « semi-micro » de (BISSACCO, HANSEN ET AL. 2008) la valeur identifiée de H_{\min} est de 35% de R_β . Ce qui correspond à l'essai en micro-fraisage.

En remarque, ce résultat, important pour notre étude, car il valide l'approche expérimentale « semi-micro » d'essais réalisés en micro-fraisage avec des micro-fraises. Le paramètre significatif est, non pas la valeur de R_β mais bien le ratio H_c/R_β .

A partir de la plage de valeur établie pour H_{\min} et de **Erreur ! Source du renvoi introuvable.**, l'angle de coupe effectif est calculé à :

$$\gamma_e \in [-65 ; -36^\circ] \text{ pour } H_{\min} \in [0,1 ; 0,4] H_c/R_\beta$$

La Fig. 1-55 présente l'influence de l'angle de coupe négatif sur la coupe (coupe raclante). Les travaux de (KOMANDURI 1971) montrent qu'à partir de $\gamma = -40^\circ$ les variations d'effort sont significatives et qu'à partir de $\gamma = -75^\circ$ il n'y a plus de formation de copeau. La valeur de l'angle de coupe influe sur le niveau de l'effort, la force d'avance (Thrust Force) est la plus sensible à ce phénomène.

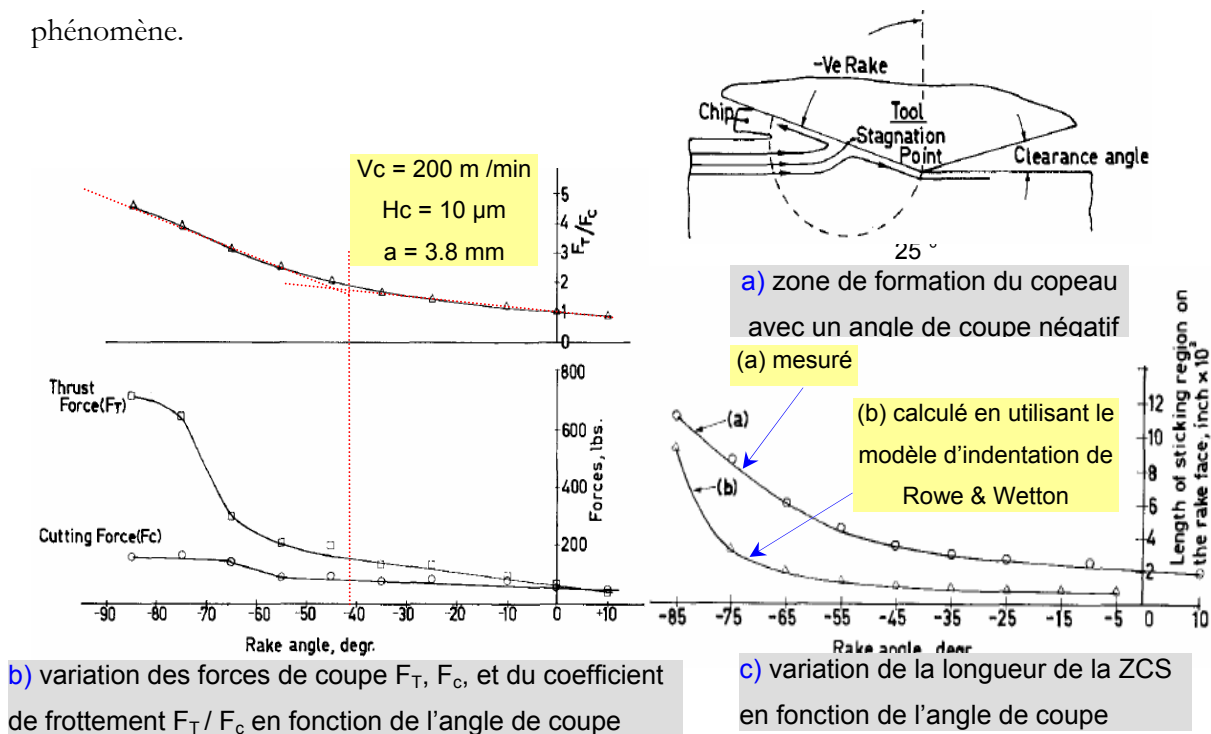


Fig. 1-55 Caractérisation de la coupe avec un angle de coupe négatif
(KOMANDURI 1971)

L'angle de coupe négatif modifie le comportement du matériau qui passe de l'état fragile à l'état ductile. La notion de coupe raclante est présentée sur la fonte EN-GJL-200 (Wolf 1973). L'angle de

coupe négatif induit de telles contraintes dans la zone de coupe, que le matériau coupé passe d'un état fragile (perlite+graphite lamellaire) à un état ductile, et forme un copeau continu comme pour un acier mi-dur. Cela illustre les contraintes importantes que doit subir la surface et les grains de la couche superficielle.

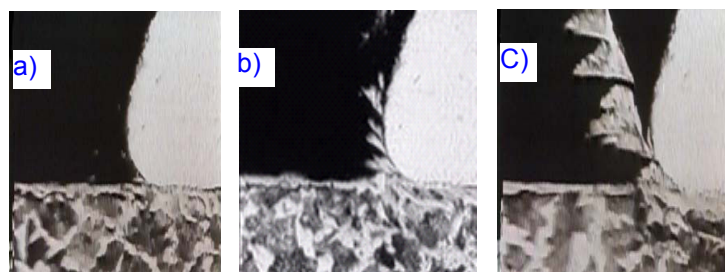


Fig. 1-56 Coupe raclante d'une fonte EN-GJL-200 (WOLF 1973)

L'omniprésence de cet effet de rayon d'arête en micro-fraisage est favorable à la réalisation de micro structure par enlèvement de matière dans des matériaux fragiles tels que le silicium ou le verre (RUSNALDY, KO ET AL. 2007).

La démarche COM (NFE.66-520) permet de rechercher en particulier le domaine de fonctionnement de l'outil en fonction de son avance F_z . L'énergie spécifique de coupe W_c augmente de façon significative lorsque l'avance F_z diminue (Fig. 1-57). Pour $H_c < H_{min}$ l'évolution de W_c traduit l'accroissement considérable de la résultante des efforts de coupe, qui est un paramètre caractérisant l'usinabilité. L'usinabilité dépend de l'échelle de coupe d'un matériau. H_{min} est la transition entre le mode cisaillement et le mode ploughing ce qui explique l'augmentation du niveau énergétique (WALDORF, DEVOR ET AL. 1998).

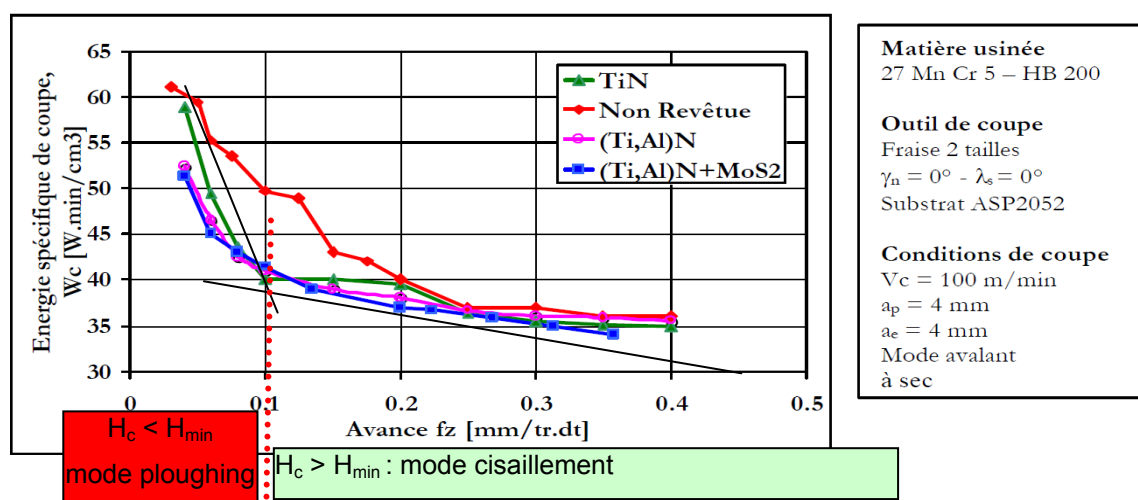


Fig. 1-57 Evolution de l'énergie spécifique de coupe en fonction de H_c
(RECH 2002)

Le mode ploughing se modélise avec la théorie des lignes de glissement. Une simulation de la coupe par FEM montre deux contributions à l'augmentation de l'énergie de coupe. Les courbes (Fig. 1-58) illustrent la variation de la SSE « specific shear energy » en fonction de H_c :

- l'effet d'échelle du matériau (Fig. 1-58-a) : les courbes sont translatées à un niveau plus élevé,
- la prise en considération de la théorie des lignes de glissement plastique pour modéliser la coupe pour $H_c < H_{\min}$: la courbe possède une variation plus prononcée et se cale sur l'expérimental (Fig. 1-58-b).

Lorsque H_c diminue l'angle de coupe varie et doit influencer la variation de la SSE.

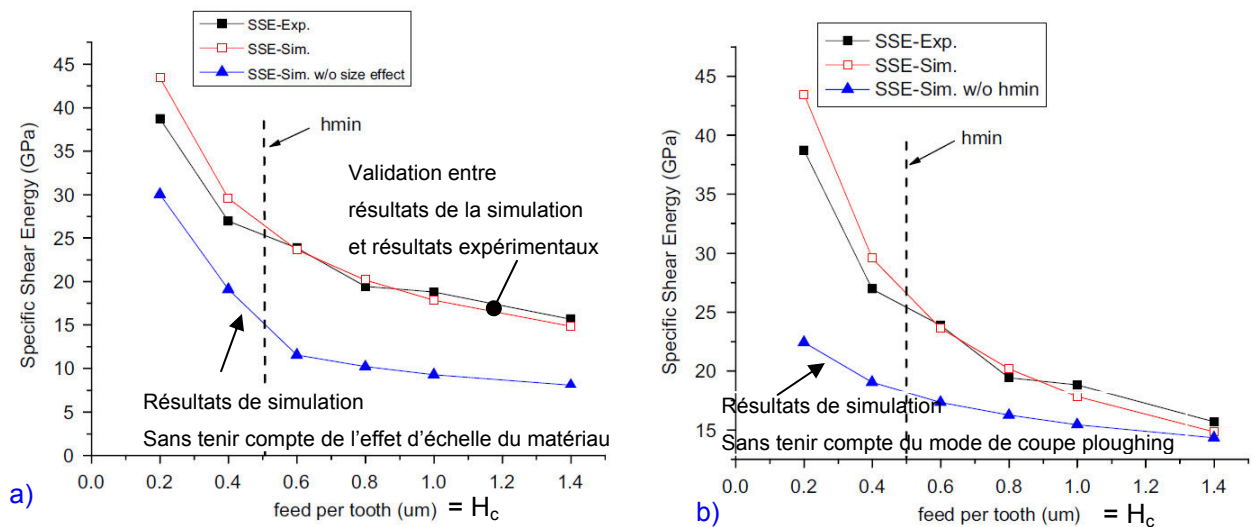


Fig. 1-58 Influence sur la SSE en fonction de H_c de :

a) l'effet d'échelle du matériau , b) du mode de coupe ploughing

(cuivre OFHC ; fraise D0.1Z2, $R_\beta = 2 \mu\text{m}$; 20 000 tr /min, $A_p = 10 \mu\text{m}$)

(LAI, LI ET AL. 2008)

1.4.12. Effets vibratoires

La micro-coupe par micro-fraisage montre une sensibilité à plusieurs sources excitatrices qui provoque une instabilité de la coupe dont les effets sont visibles sur les états de surface et l'endommagement de l'outil. Ces « effets vibratoires » peuvent être causés par :

- par le mode de coupe et les effets d'échelle,
 - le rayon d'acuité d'arête est la cause du copeau minimum (LAI, LI ET AL. 2008).

L'effet copeau minimum et le retour élastique sont générateurs, pour $F_z \approx H_{\min}$ des vibrations et des instabilités sur les surfaces sont observées et mesurées

expérimentalement (GUIBERT AND PARIS 2006; JUN, DEVOR ET AL. 2006; MALEKIAN, PARK ET AL. 2009; PARK AND MALEKIAN 2009),

➤ subies par la micro coupe :

- l'effet dynamique de l'outil non équilibré (Fig. 1-59) : la trajectoire du bout de la dent subit un effet inertiel et gyroscopique du fait des erreurs de mise en œuvre de l'outil. Les sections coupées et donc les profils des efforts de coupe enregistrés expérimentalement sont influencés (CHAE, PARK ET AL. 2006; PARK AND MALEKIAN 2009).
- l'effet fréquence de passage de dent : le micro-fraisage est une coupe discontinue avec un outil souvent à deux dents et entraîné en rotation à haute fréquence. La plage fréquentielle d'excitation vibratoire modifie la trajectoire coupée (MUSTAPHA AND ZHONG ; FILIZ AND OZDOGANLAR 2008; FILIZ AND OZDOGANLAR 2008; BEDIZ, KUMAR ET AL. 2012),
- l'effet absence d'angle d'hélice : le faible engagement axial s'interprète comme un outil n'ayant pas d'angle d'hélice. Les amplitudes d'efforts varient essentiellement sur FX lors de l'engagement de la dent (Fig. 1-60). La répartition des sections coupées n'étant pas possible sur plusieurs degrés de rotation de l'outil (répartition temporelle des efforts de coupe), la variation d'amplitude de l'effort est maximale à chaque passage de dent et est limitée à la durée d'engagement de la dent,
- l'effet réponse modale du système opératoire et les lobes de stabilité (Fig. 1-61). La FRF (fonction de réponse en fréquence) du micro-outil dépend de la longueur de sortie sous broche de l'outil, de la souplesse de l'outil et de la réponse modale de la machine.

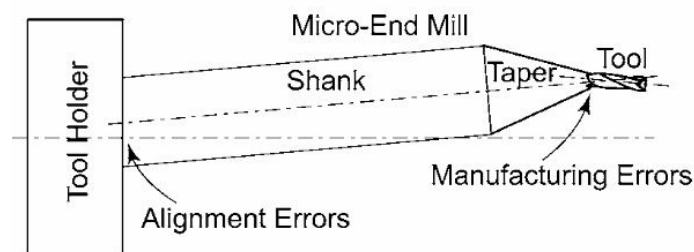


Fig. 5 Microend mill with associated errors

Fig. 1-59 Représentation des défauts de mise en œuvre d'une micro-fraise
(JUN, DEVOR ET AL. 2006)

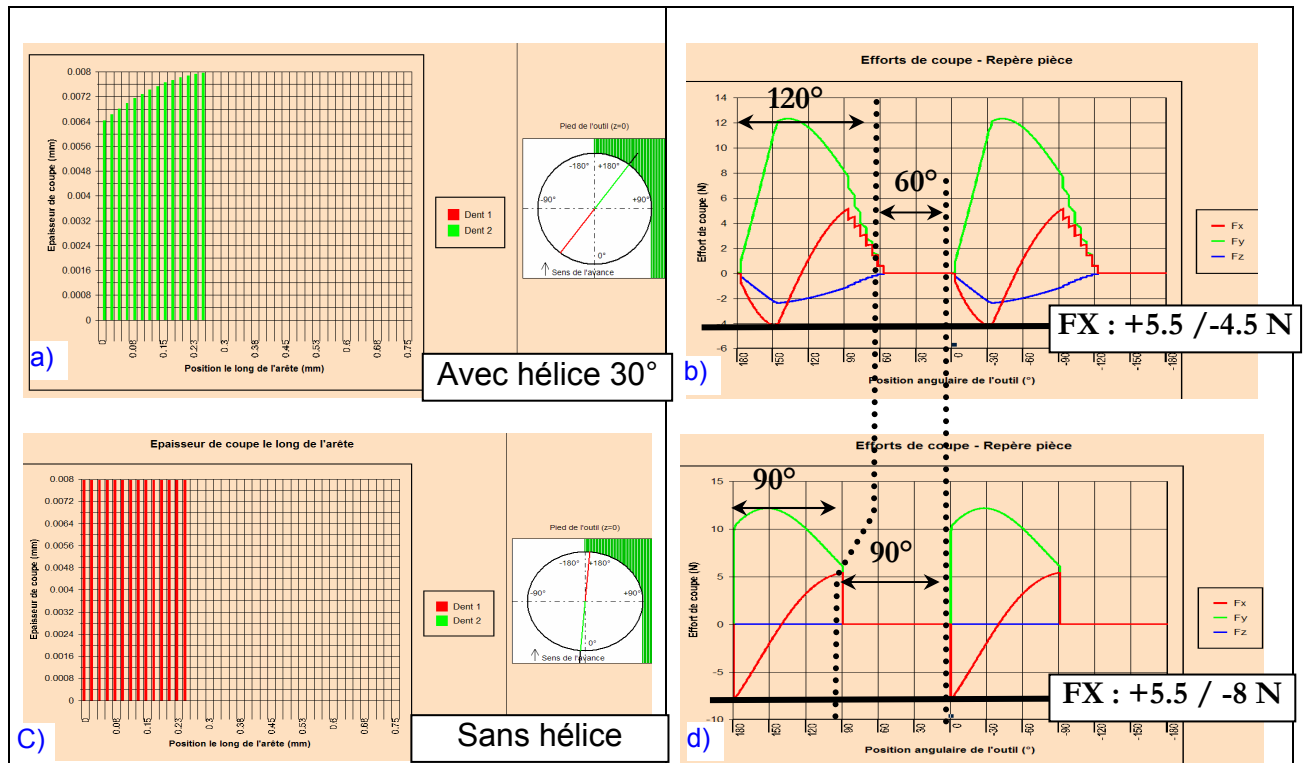


Fig. 1-60 Modélisation de la variation de l'épaisseur coupée et de l'effort de coupe avec / sans angle d'hélice (D0.5Z2, $F_z = 8 \mu\text{m} / \text{dt} / \text{tr}$, $A_p = 0.25 \text{ mm}$, $A_e = 0.25 \text{ mm}$) (données issues du logiciel CAM)

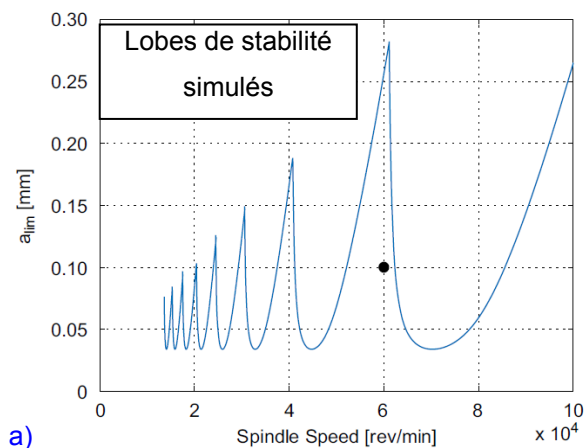


Fig. 20. Regenerative chatter stability lobes for full immersion micro-milling of Al6061.

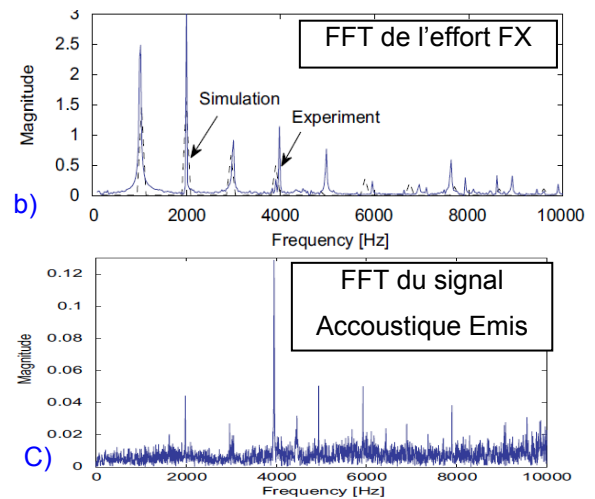


Fig. 16. FFT of the AE signal for full immersion and a feed rate of $0.5 \mu\text{m}/\text{flute}$.

Fig. 1-61 Lobes de stabilité simulés pour un mode ploughing à $H_c/R_p = 0.25$ (D0.5Z2, $R_p = 2 \mu\text{m}$, $\lambda_s = 30$, $\alpha = 10^\circ$, sortie 15 mm sous broche ; Al6061-T6, $A_e = D$) (MALEKIAN, PARK ET AL. 2009)

La Fig. 1-62 présente une analyse FFT du signal d'effort dans le plan d'avance. Elle montre une sensibilité des modes principaux à l'effet ploughing et au mal rond. La magnitude maximale est variable et permet de caractériser le mode de coupe :

- Fig. 1-62-a : c'est la fréquence de rotation avec de nombreuses harmoniques, caractérisant le mode ploughing du aux effets du copeau minimum, le retour élastique et les forces d'indentation plus importantes,
- Fig. 1-62-b : c'est la fréquence de passage de dent. Les efforts de coupe sont périodiques et stables, et les harmoniques s'atténuent,
- Fig. 1-62-c : c'est la fréquence de rotation et la fréquence de passage de dent, caractérisant le mode cisaillement. La forte amplitude de la FPD est probablement due à un fort taux de mal rond.

Le mal rond augmente l'amplitude du mode de la fréquence de broche. Son alignement avec l'axe des 2 dents augmente l'amplitude du mode de la FPD.

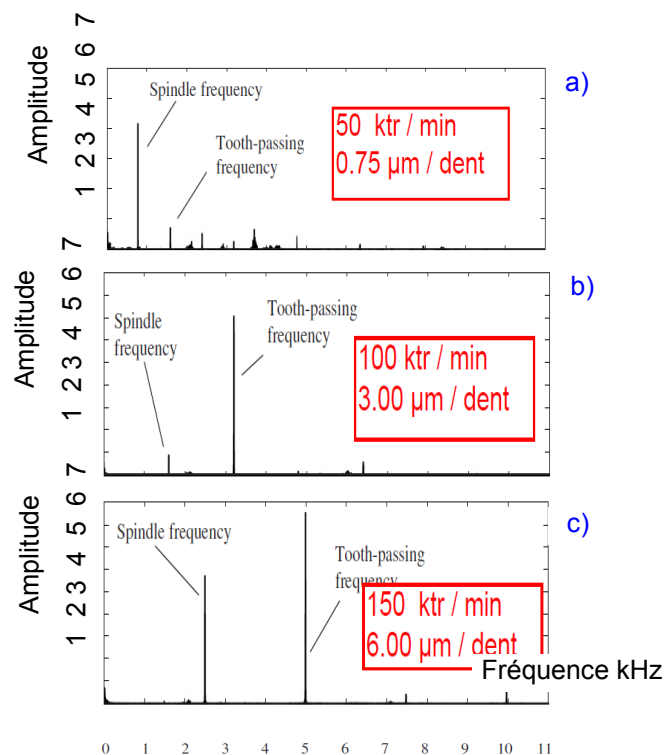


Fig. 1-62 Analyse FFT de l'effort de coupe dans le plan d'avance (en kHz) pour 3 valeurs de V_c et F_z différentes (D0.254Z2, $\lambda_s = 30^\circ$, $R_\beta = 1.9^{\pm 0.35} \mu\text{m}$; $A_p = 30 \mu\text{m}$, $A_e = D$) (FILIZ, CONLEY ET AL. 2007)

1.4.13. Effets microstructuraux

A faible épaisseur coupée, la microstructure du matériau coupé devient influente. Pour un même matériau, le copeau minimum H_{\min} est à considérer relativement à la taille de grain T_g et au ratio de taille de grain $R_{Hc/Tg} = H_c/T_g$ (SIMONEAU, NG ET AL. 2006). La coupe de plusieurs petits grains (Fig. 1-63-a) est relativement homogène comparée à la coupe d'un grain (Fig. 1-63-b).

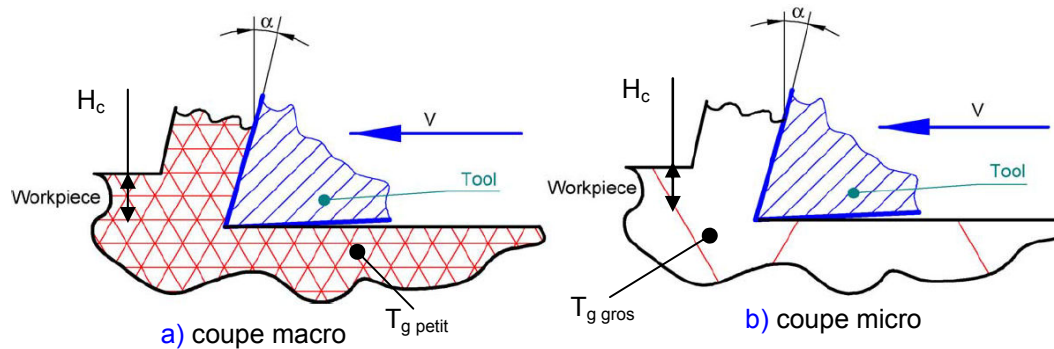


Fig. 1-63 Effet d'échelle du matériau (BISSACCO, HANSEN ET AL. 2005)

La génération de surface en micro-fraisage se fait généralement avec un rayon d'arête autour de 5 μm ou moins pour des matériaux ayant une taille de grain variant de 1 à 100 μm . D'un grain à l'autre, les propriétés mécaniques sont différentes (Coefficient de friction, Module élastique).

A taille de grain identique, la morphologie des copeaux évolue selon le ratio $R_{Hc/Tg}$ passant du type C continu (macro), à type T discontinu ou transitoire (mésa), à type QSE « quasi-shear extrusion » (micro). Sur la Fig. 1-64, la morphologie des copeaux obtenus en coupe orthogonale pour un acier AISI 1045 est observée. Les résultats montrent une sensibilité au taille de grain (100 μm et 8 μm) pour une épaisseur coupée non déformée de 50 μm . Le mode de coupe est à relier au ratio $R_{Hc/Tg}$.

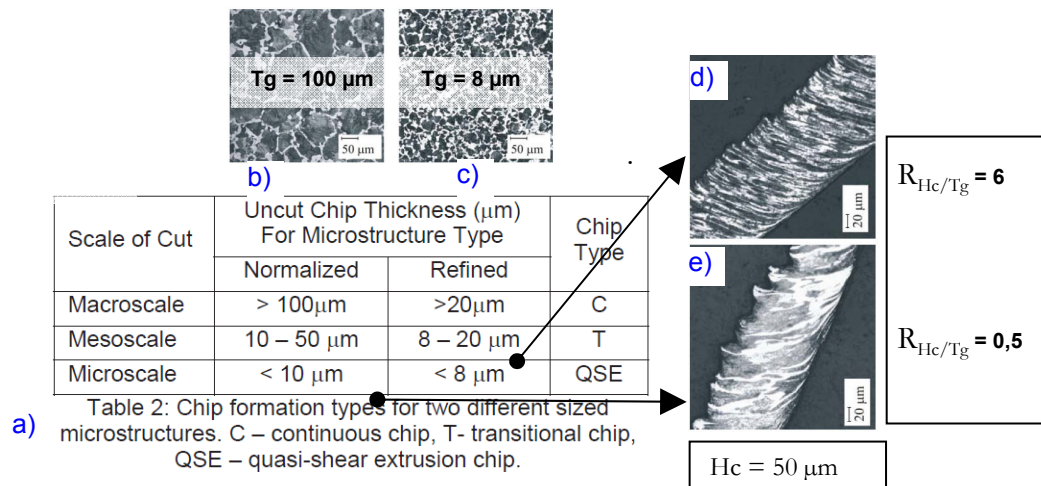


Fig. 1-64 Morphologie du copeau observé pour différents ratio $R_{Hc/Tg}$
(SIMONEAU, NG ET AL. 2007)

La dureté différente des grains entre une structure perlitique et ferritique entraîne une déformation hétérogène dans le copeau, visible sur la micrographie en coupe des copeaux (Fig. 1-65).

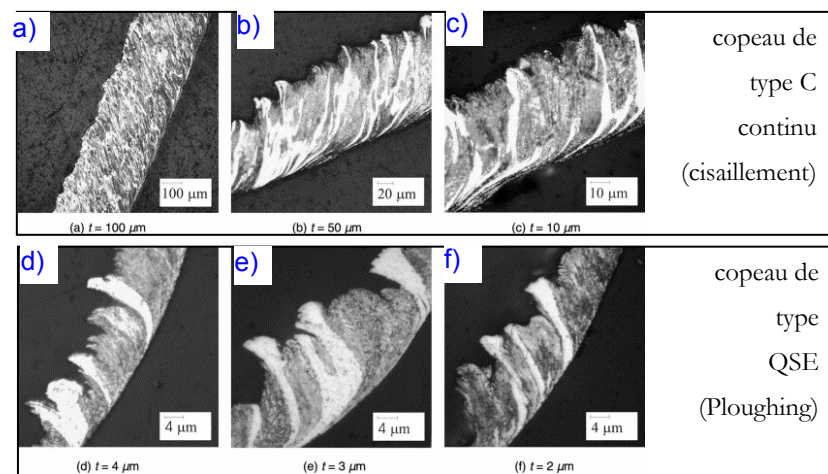


Fig. 1-65 Analyse micrographique des copeaux pour différentes valeurs de H_c
(coupe orthogonale, Acier AISI 1045 à $T_g \# 10\mu\text{m}$: en gris la perlite (dure) et en blanc la ferrite (douce))
(SIMONEAU, NG ET AL. 2006)

(WANG, GONG ET AL. 2008) étudient le rôle de la taille du grain en micro-fraisage. Le copeau minimum n'est plus établi globalement vis-à-vis de l'épaisseur coupée mais peut varier d'un grain à l'autre. Chaque grain se caractérise par un coefficient de friction μ et un module élastique E . Les caractéristiques de la coupe sont alors différentes :

- la valeur de H_{\min} (fonction de μ et R_β),

- la formation de bavure (fonction de H_c/H_{\min}),
- la hauteur du retour élastique H_r (fonction de E),
- la discontinuité des copeaux est observée à chaque changement de grain.

Les joints de grain, avec des impuretés, sont plus résistants à la déformation que les grains. L'effet des joints de grain interrompt la coupe.

Pour les matériaux hétérogènes, anisotrope et polycristallins, la valeur de H_{\min} est corrigée. La nouvelle valeur H_r est calculable d'après les équations de la (Fig. 1-66). Cette correction est sensible à trois paramètres d'après (SON, LIM ET AL. 2005):

- le coefficient de frottement « μ » entre l'outil et chaque grain du matériau,
- le rayon d'acuité d'arête « *tool tip edge radius* »,
- le module d'Young E de chaque grain.

Pour (WANG, GONG ET AL. 2008), on peut ajouter (Fig. 1-67) :

- la taille des grains de la microstructure du matériau coupé,
- l'orientation cristalline vis-à-vis de la direction de coupe.

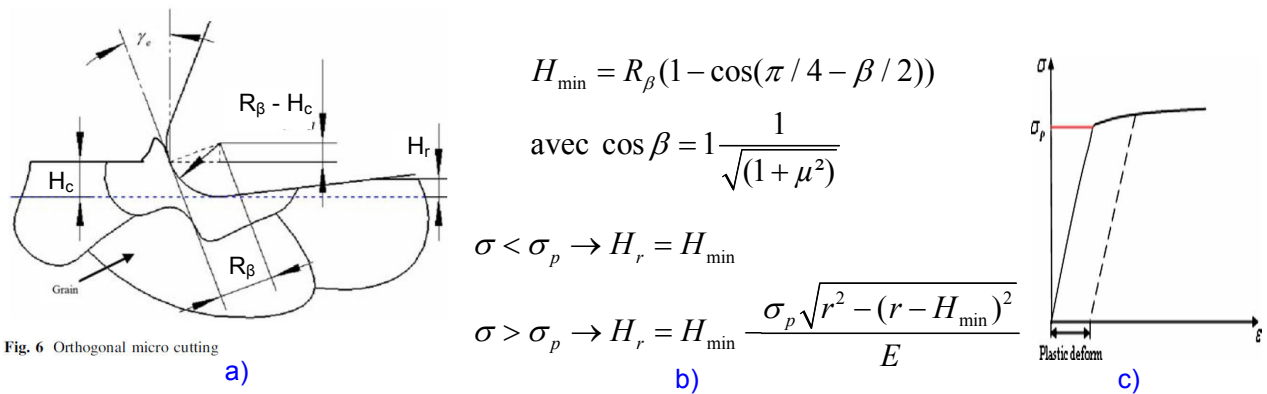


Fig. 1-66 Sensibilité de H_{\min} au rayon d'arête R_{β} et au coefficient de friction « μ »

(Son, Lim et al. 2005)

Table 1 Al6061 material characteristics and calculated results

	Soft phase	Brittle phase	Variation
E (Gpa)	70	8.7	- 87%
μ	0.3	0.5	+ 66 %
σ_p (Mpa)	240	0.04	- 99%
h_m (μm)	0.2689	0.2031	- 24 %
h_r (μm)	0.2655	0.2021	- 24%

Fig. 1-67 Variation de H_{\min} et H_r identifié pour un Al 6061

(micro-fraise de $R_{\beta}=1.36 \mu\text{m}$) (Wang, Gong et al. 2008)

Surface

Lors de la coupe la microstructure du matériau usiné (orientation cristalline, joints de grain, position de la coupe vis-à-vis du grain) influe sur la rugosité de la surface générée. Les perturbations sont dues à des vibrations ou des déplacement en surface de tout ou partie du réseau cristallin. Le passage sur un joint de grain est détectable acoustiquement (LEE, DORNFELD ET AL. 1998; LEE AND CHANG 1999).

L'état de surface est prioritairement dépendant de l'affinement de la microstructure. Cet effet dépend de la taille de grain et non du matériau. Pour deux matériaux (Fig. 1-68), chacun avec 2 tailles de grain différentes obtenues par écrouissage bi directionnel (ECAP : Channel Angular Pressing), la rugosité de la surface générée est, dans les 2 cas, influencée principalement par la taille de grain T_g puis par l'avance F_z ou la vitesse de coupe V_c . (KENNEDY, DEVOR ET AL. 2010) arrivent aux mêmes conclusions.

Le « ploughing effect » est bien identifié quelque soit les conditions expérimentales par une mesure de la rugosité. Les auteurs ne précisent pas si le niveau d'effort est sensible à la taille de grain.

L'affinement de la microstructure est recommandé en micro coupe.

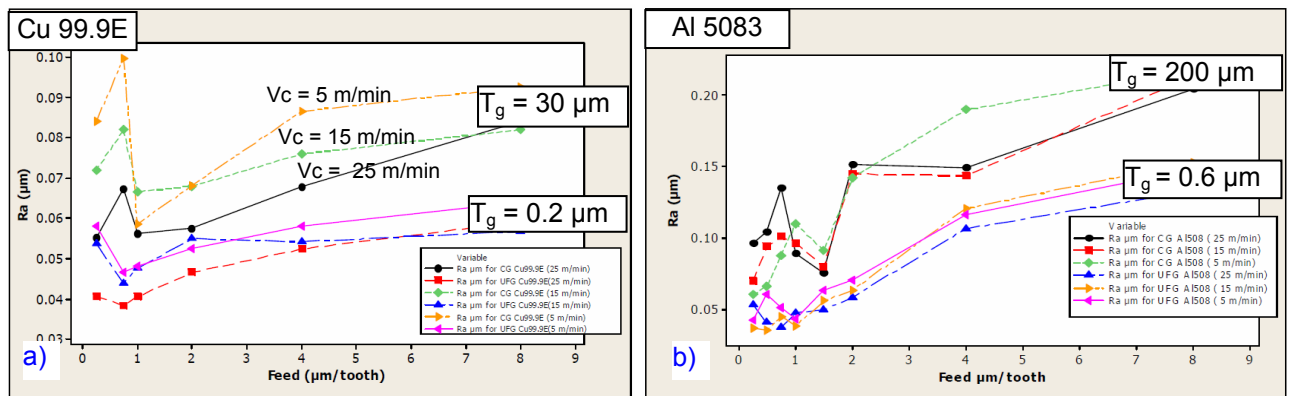


Fig. 1-68 Influence de la microstructure (T_g) et de l'avance par dent ou de la vitesse de coupe sur la rugosité pour un a) Cu 99.9 E et b) Al5083

(D0.2Z2, $\lambda_s = 25^\circ$, $\gamma = 6^\circ$; $A_p = 10 \mu\text{m}$, $A_e = D$) (PHAM, ELKASEER ET AL. 2009)

1.4.14. Comportement du matériau

Le comportement du matériau est différent en fonction de l'échelle à laquelle il est caractérisé. Cette notion est appelée « effet d'échelle » dans la littérature.

Les paramètres observés varient de façon imprévue lorsqu'un procédé est miniaturisé suivant une homothétie parfaite. Cet effet d'échelle est directement influant en micro usinage.

Sur la Fig. 1-69, la miniaturisation de la pièce entraîne l'évolution du taux de grains de surface ou du nombre de grains par dimension.

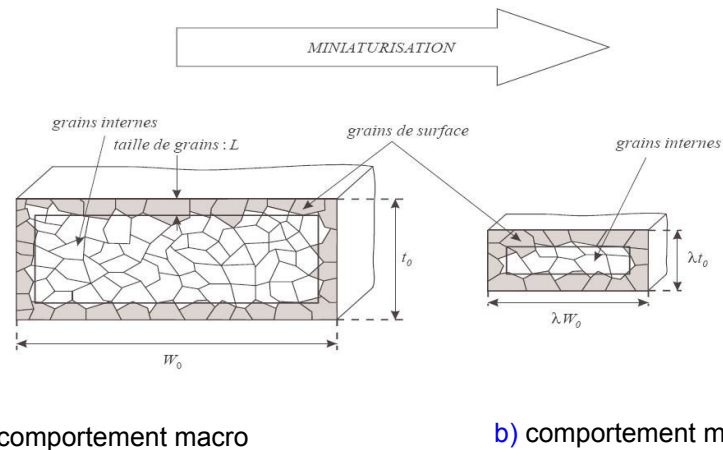


Fig. 1-69 Evolution nombre de grain par pièce lors de la miniaturisation des dimensions
(KALS ET AL. (1996))

Énoncée il y a cinquante-cinq ans, la loi de Hall-Petch détermine la contrainte à partir de laquelle un matériau cristallin se déforme de manière irréversible, selon la taille de ses grains ⁰. C'est la sensibilité de la loi d'écrouissage à la taille de grain T_g . Plus il y a de grains dans un même volume et plus le niveau de contrainte pour le déformer est élevé. Les lois de comportement matériaux sont dépendantes de l'échelle d'étude.

Les dislocations vont interagir avec les obstacles que sont les joints de grains. Ceci donne lieu à un durcissement structural. Fonction de la taille de grains T_g , selon la loi de Hall-Petch, la ductilité est affectée.

$$\sigma_c = \sigma_o + \frac{k}{\sqrt{T_g}} \text{ avec } \sigma_c \text{ contrainte critique, } T_g \text{ taille des grains, } \sigma_o \text{ et } k \text{ constantes} \quad (1-4)$$

De récents travaux (Richeton, Weiss et al. 2005; Weiss, Louchet et al. 2007) proposent une explication sur l'origine de cette loi après une analyse acoustique de la déformation des matériaux. Cette déformation n'est pas un phénomène continu mais évolue par « intermittence », par mouvements collectifs de dislocations appelés « avalanches ».

La caractérisation de l'effet Hall-Petch peut se faire de manière expérimentale par des essais de traction. Les différentes tailles de grain (obtenues par traitement thermique) des éprouvettes varient en fonction des dimensions de l'éprouvette, jusqu'à atteindre l'ordre de grandeur d'une ou des deux dimensions de l'échantillon (Fig. 1-70-a-b-c). Les propriétés des matériaux caractérisés sont sensibles à la miniaturisation surtout pour les polycristallins où la répartition des contraintes se fait de façon inhomogène. L'anisotropie doit être également pris en compte. L'effet de la population inclusionnaire n'est pas cité dans ces travaux.



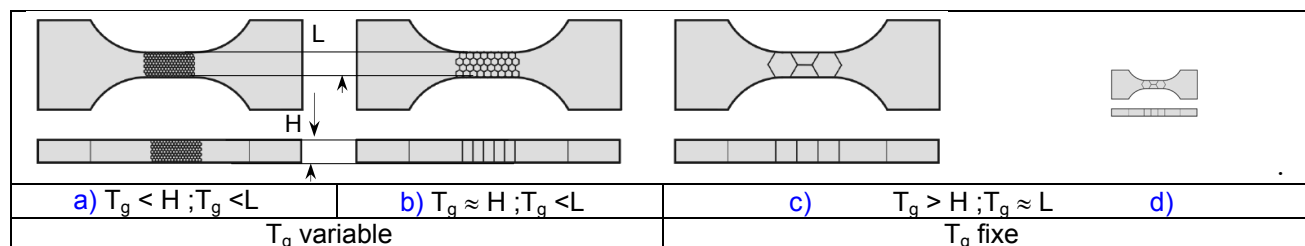


Fig. 1-70 Variation de la taille de grain / dimension constante de l'échantillon
(GRAH, BOWMAN ET AL. 1992; HENNING AND VEHOFF 2003)

L'effet Hall-Petch peut alors s'observer en variant la taille de l'éprouvette à taille de grain constante (Fig. 1-70-d). Cette démarche expérimentale est envisageable pour l'acier 316L dont la taille de grain est constante et non modifiable par traitement thermique.

Des travaux en micro formage montrent une sensibilité de la loi d'écrouissage au coefficient de miniaturisation de l'échantillon Fig. 1-71. Les résultats sont obtenus à partir d'essais de compression, et une identification inverse par éléments finis. L'augmentation relative est de l'ordre de +20%, qui est à comparer avec l'effet de l'épaisseur coupée vis-à-vis du rayon d'arête R_β .

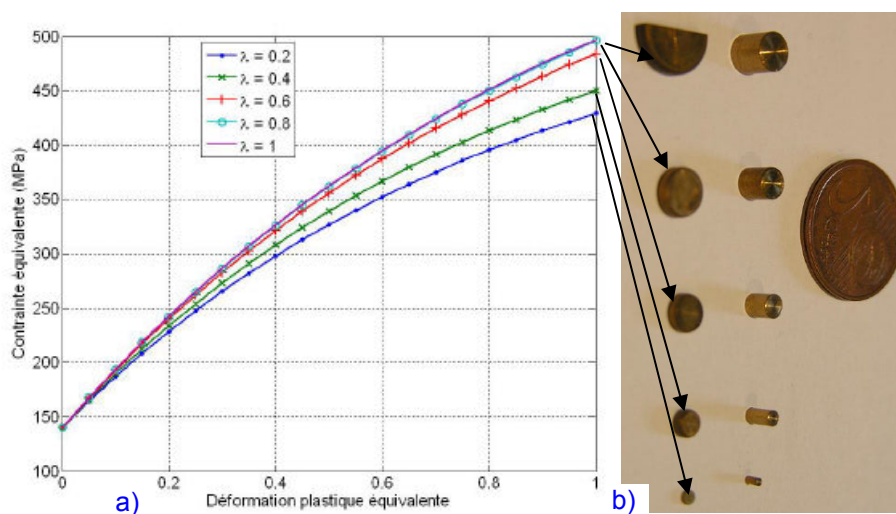


Fig. 1-71 Courbes d'écrouissage identifiées du CuZn10 pour différentes tailles d'échantillon (BARBIER, THIBAUD ET AL. 2009)

1.4.15. Synthèse des effets

A partir des figures proposées par (BISSACCO, HANSEN ET AL. 2005) une nouvelle figure Fig. 1-72 est créée et synthétise les effets du rayon d'arête R_β , de la taille de grain T_g , de la basse vitesse de coupe V_c , du mode de coupe ploughing (micro-usinage) par rapport à la coupe macro.

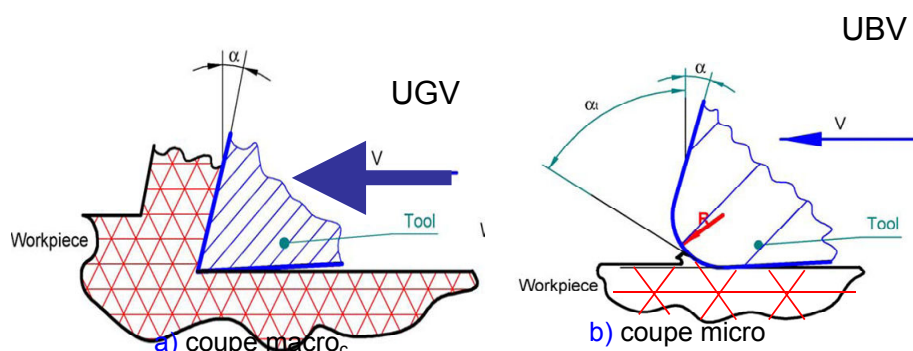


Fig. 1-72 Compilation des effets caractéristiques au micro usinage : R_β T_g V_c

A défaut de trouver une définition précise du micro-fraisage, l'analyse de la littérature permet d'en ressortir les effets caractérisants. Les effets sont exprimés via des ratios caractéristiques dont une synthèse et une classification sont proposées dans le Tab. 1-2., avec une illustration sur la Fig. 1-73.

Il est remarquable que la contribution du travail effectif de l'arête principale et secondaire ainsi que celui du (rayon) de bec ne soient pas mentionnés dans la littérature étudiée.

APPROCHE PHENOMENOLOGIQUE	Ratio 1 : H_c / R_β rayon d'arête Ratio 2 : H_c / T_g taille grain pièce Critère 3 : V_c vitesse de coupe	
LIMITATIONS TECHNOLOGIQUES	Ratio 4 : H_c / MR mal rond Ratio 5 : dilation / A_p engagement axial Ratio 6 : H_c / ζ_{CN} défaut asservissement	
CONSTRAINTES INTRINSEQUES	Ratio 7 : R_β / T_g taille grain outil WC Ratio 8 : $H_c /$ flexion bout d'outil Ratio 9 : $H_c / \zeta_{TAILLAGE}$ défaut d'usinage outil	

Tab. 1-2 Définition et classification des ratios caractéristiques du micro-fraisage

μ -usinage

- copeau mini
- angle γ
- matériau

UBV

- Adhésion
- T°

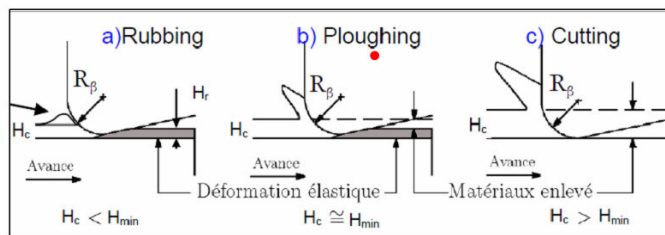


Fig.1 : modes de coupe [CHAE, PARK ET AL 2006]

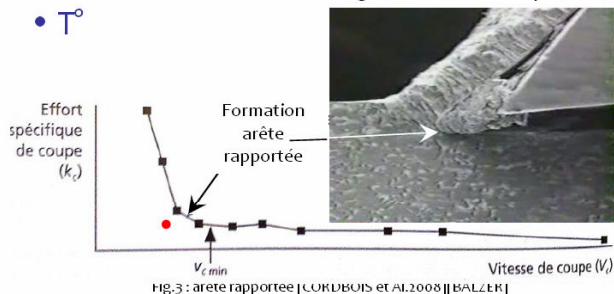


Fig.3 : arête rapportée [CORDOIS ET AL 2008] [BALZER]

316 L

- poly-cristallin
- T_g
- écrouissable

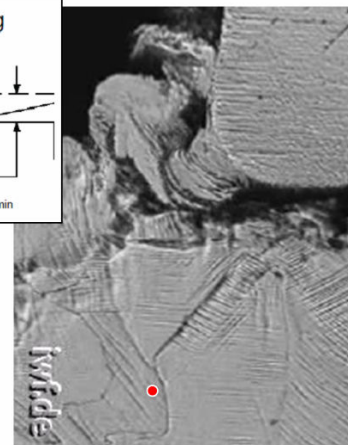


Fig.4: R_β / H_c , T_g , Z_0 , UBV [VOLF.1973]

trochoïde

- $H \in [0, H_{\max}]$
- $Z \geq 2$

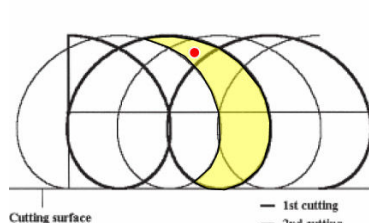


Fig.4 : trochoïde [BAO AND TANSEL.2000]

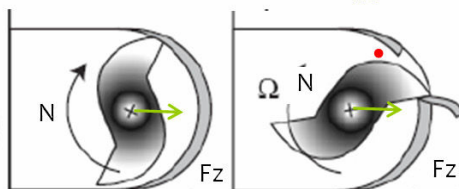


Fig.5 : épaisseur coupée et refus coupe [FILIZ, CONLEY ET AL 2007]

E / S matière

- bavure
- T_{vie}

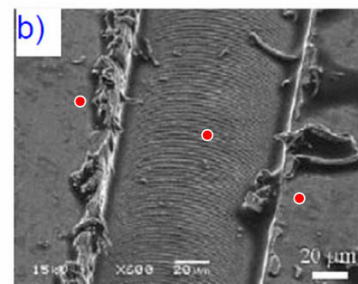


Fig.6 : bavures [CHERN, WU ET AL 2007]

Fig. 1-73 Illustration synthétique de certaines caractéristiques du micro-fraisage

1.5. Etudes expérimentales en micro-fraisage

1.5.1. Effets de la coupe en mode ploughing

1.5.1.1. Profils d'effort et états de surface

La coupe en mode ploughing est instable. L'évolution des efforts est erratique tant au niveau du profil que de l'amplitude. Parfois le refus de coupe (mode rubbing) se produit sur plusieurs tours de fraise avant qu'une dent forme un copeau très plastifié (mode ploughing). Les états de surface sont irréguliers avec des adhésions, des tartinages et des labourages. Sur un bord dressé par fraisage en roulant, l'effet ploughing y est visible. Une question reste : la valeur de H_c est toujours nulle sur la surface dressée, pourtant l'état de surface observé montre une sensibilité au mode de coupe. Les signatures de l'effet de la coupe en mode ploughing doivent s'appliquer également aux surfaces usinées en bout (qui ne sont pas analysées dans les études référencées).

Une analyse FFT du signal d'effort (Vogler, DeVor et al. 2003) montre l'apparition d'un sous mode à celui de la FPD (fluctuation pseudo périodique de l'effort). L'analyse de la variation de l'amplitude maximale (Fig. 1-75-a) entre les pics d'effort (Fig. 1-75-b) permet de détecter le mode ploughing, surtout pour la dent qui coupe le moins (dent 2, cercle en bleu).

La surface dressée porte les stigmates du labourage pour $H_c/R_\beta = 0.4$ (Fig. 1-75-c) qui disparaissent lorsque $H_c/R_\beta = 1.0$ (Fig. 1-75-d). Cela est dû aux fortes pressions et aux glissements aux interfaces de l'outil (Fig. 1-76).

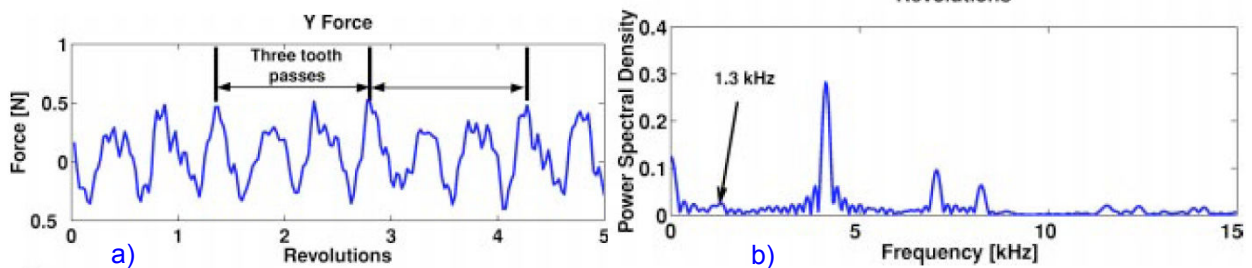


Fig. 1-74 Analyse fréquentielle du signal d'effort normal mesuré en condition de coupe intermittente (VOGLER, DEVOR ET AL. 2003)

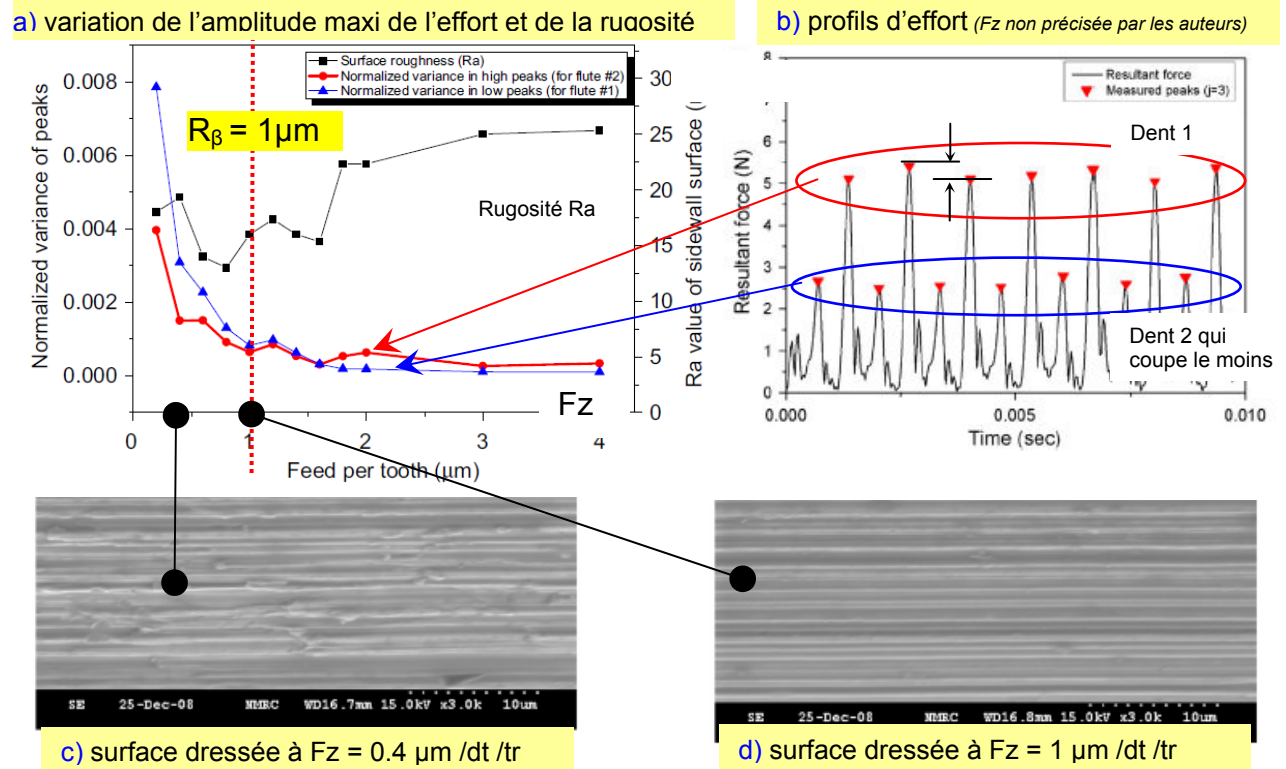


Fig. 1-75 Détection de l'effet ploughing par la variation de l'amplitude des efforts maximum
(D0.5Z2, $R_\beta = 1 \mu\text{m}$, Copper, 45 000 tr/min, $A_p = 200 \mu\text{m}$, $A_c = 100 \mu\text{m}$)
(YUN, HEO ET AL. 2011)

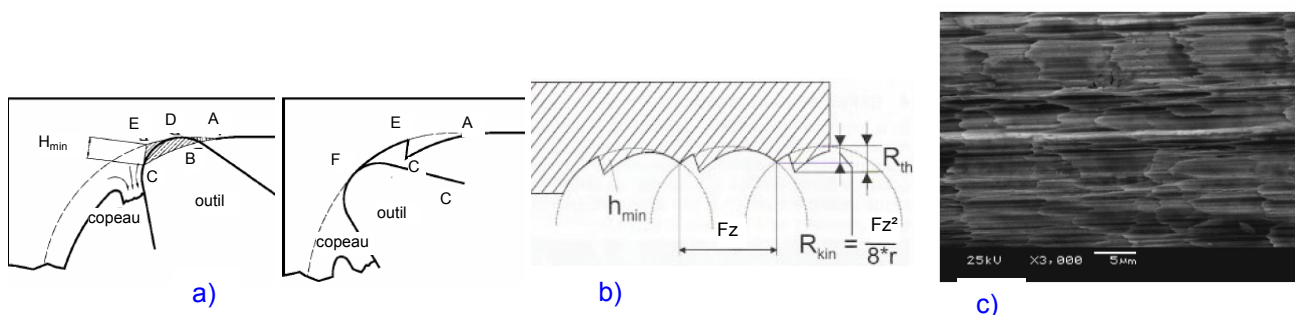


Fig. 1-76 Explication de la génération de l'état de surface pour la face dressée en tenant compte de l'effet copeau minimum :

a) coupe ploughing / cutting, b) rugosité, c) surface obtenue (LIU, DEVOR ET AL. 2006)

1.5.1.2. Refus de coupe

La formation intermittente du copeau s'observe lorsque l'avance à la dent est de l'ordre de grandeur du copeau minimum. Le refus de coupe s'accumule sur plusieurs passages de dent (effort élevé en mode ploughing). Quand l'épaisseur à couper devient supérieure à H_{\min} , le copeau est formé. L'effort sur la dent est moindre (cisaillement).

Dans l'étude de (KIM, MAYOR ET AL. 2004), les fraises ont une dent et usinent avec un très faible engagement axial A_p . L'effet mal rond et l'effet angle d'hélice sont considérés comme non influents. Les essais sont conduits en rainurage. Ils analysent d'abord le centre de la rainure, puis sur son bord. Pour les 3 diamètres d'outil (D64Z1, D2.38Z1, D0.635Z1), la variabilité du profil d'efforts (Fig. 1-77-b) est expliquée par l'effet cumulatif du refus de coupe (sur 3 ou 4 dents) avant d'atteindre la valeur du copeau minimum (Fig. 1-77-a). Pour $H_c > H_{\min}$, les profils d'efforts sont stables : les amplitudes maxi pour chaque dent sont comparables.

Pour une micro-fraise (de moment quadratique faible, avec du porte à faux) les flexions sous charges diminuent aussi l'avance à la dent. Le nombre de dents refusant la coupe avant une formation de copeau peut augmenter.

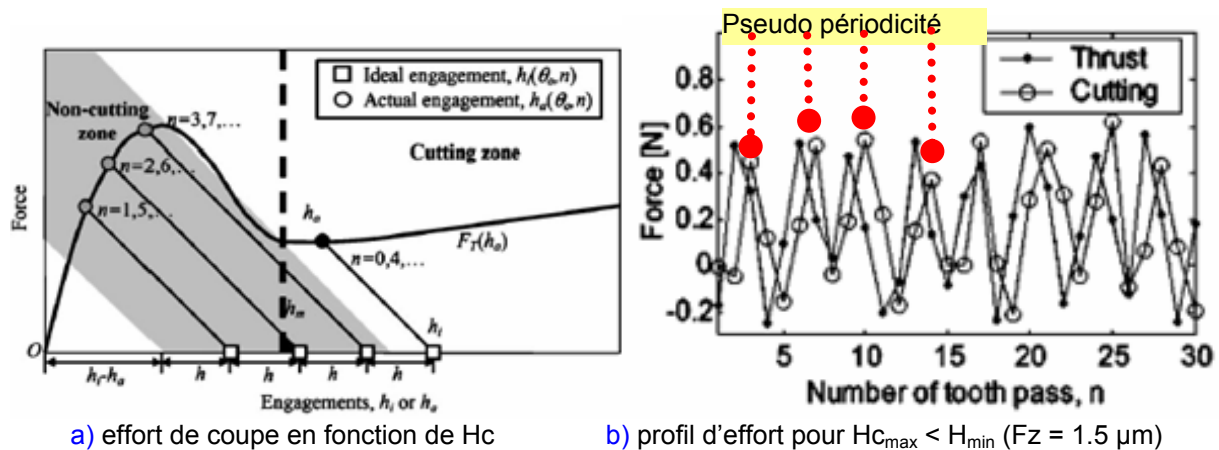


Fig. 1-77 Mesure pour $H_{c_{\max}}$ des efforts de coupe à chaque passage de dent dans le cas d'une formation du copeau intermittente (ici 1 dent sur 4 coupe)
(D2.38Z1 ; $R\beta \in [3 ; 6 \mu\text{m}]$; laiton; 20 000 tr/min, $A_p = 12.7 \mu\text{m}$, $A_e = D$)
(CHANG-JU, RHETT ET AL. 2004)

L'intermittente de formation du copeau (refus de coupe) s'accroît sur les bords de la rainure. Moins l'avance à la dent est grande, plus cet effet de bord est important. La pseudo périodicité identifiée sur la Fig. 1-77-b est fonction du point considéré sur la trajectoire de la dent (θ dans l'équation $H_c \approx F_z \cdot \sin \theta$). Cette hypothèse est vérifiée expérimentalement à 600 tr/min. Lorsque la rotation de broche est à haute fréquence (20 et 80 000 tr/min) les auteurs concluent que des phénomènes vibratoires perturbent les mesures.

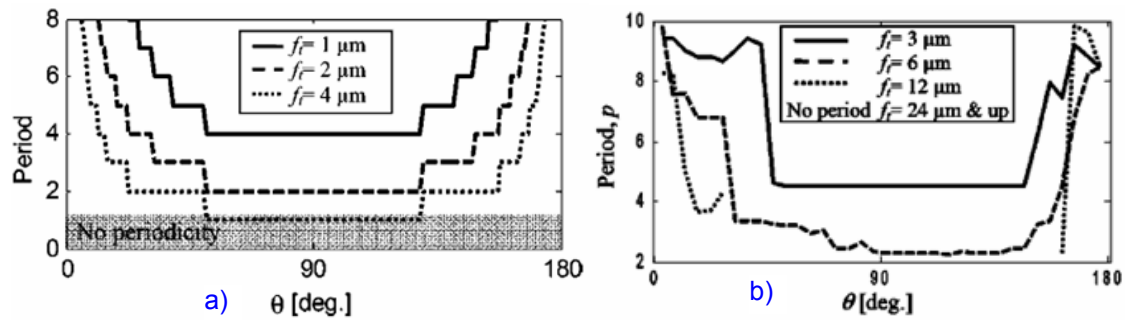


Fig. 1-78 Pseudo période du maximum des efforts de coupe au point considéré sur la trajectoire de la dent (CHANG-JU, RHETT ET AL. 2004)

Ils distinguent avec les efforts de coupe deux phases : non coupe et coupe. La notion de flexion d'outil est introduite : la coupe est refusée tant que la flexion (type ressort) n'a pas été vaincue. Le retour élastique de la matière n'est pas évoqué pour expliquer cette phase de non coupe.

Cette approche expérimentale peut être qualifiée d'approche « semi-micro » : analyser les phénomènes de la coupe à l'échelle micro avec un outil de taille macro. Ainsi, les difficultés d'acquisition avec une broche tournant à haute fréquence sont franchies et les flexions d'outil réduites. C'est une conclusion importante qui sera utilisée dans la suite de notre étude.

1.5.1.3. Usure et tenue en service

Le risque d'écaillage de l'arête de coupe est élevé. L'outil coupe en mode ploughing si le ratio R_{Hc}/R_β est faible. La résultante des efforts de coupe croît considérablement. La zone d'application de ces efforts se limite à l'extrémité du rayon d'arête (RECH 2002). Les contraintes de cisaillement vont croître énormément sur la face en dépouille de l'outil près de l'arête, d'où un risque d'écaillage élevé. (Bouzakis, Michailidis et al. 2000) montrent par des essais de fraisage (Fig. 1-79) qu'un copeau d'épaisseur trop faible par rapport au rayon de l'arête peut entraîner une dégradation accélérée de l'outil. La tenue en service de l'outil augmente si le ratio R_{Hc}/R_β augmente.

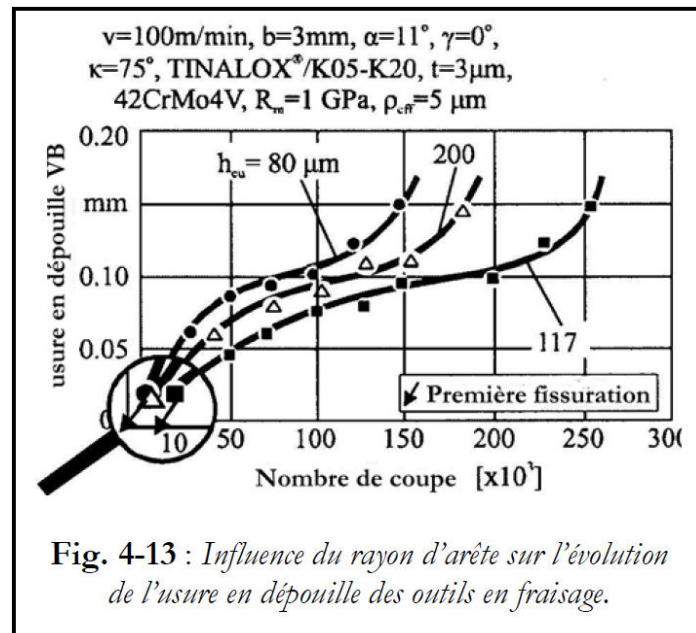
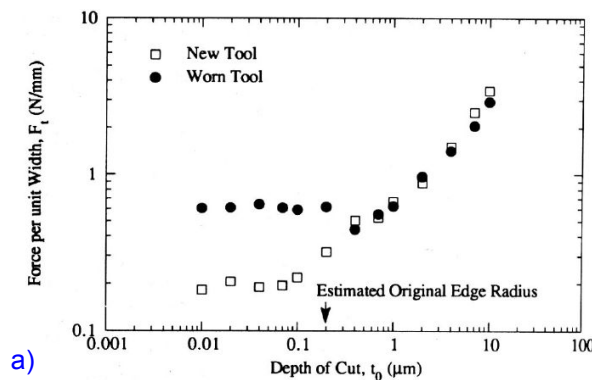


Fig. 4-13 : Influence du rayon d'arête sur l'évolution de l'usure en dépouille des outils en fraisage.

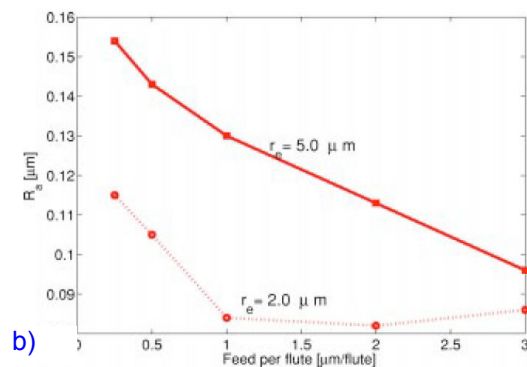
Fig. 1-79 Influence du rayon d'arête sur l'évolution de l'usure en dépouille des outils en fraisage (BOUZAKIS, MICHAILIDIS ET AL. 2000)

L'usure de l'outil se manifeste en accentuant les effets du mode ploughing mais ne les modifie pas. Le décrochement est plus marqué en effort (Fig. 1-80-a) et sur la rugosité R_a (Fig. 1-80-b)



a)

Fig. 3 Effect of tool edge condition on thrust force in orthogonal flycutting of Al 6061-T6 [21]



b)

Fig. 8 Effect of tool edge radius on surface roughness for pearlite [25]

Fig. 1-80 L'usure outil (ou R_p) accentue l'effet ploughing mesuré sur

a) les efforts (LUCCA, SEO ET AL. 1994)

b) l'état de surface (VOGLER, DEVOR ET AL. 2004)

La hauteur de bavure est sensible à l'usure de l'outil. Pour (LEE AND DORNFELD 2005) sur la Fig. 1-81, la hauteur de bavure mesurée est utilisée comme critère de mort d'outil. Elle est également corrélée à la rupture du bec outil observé.

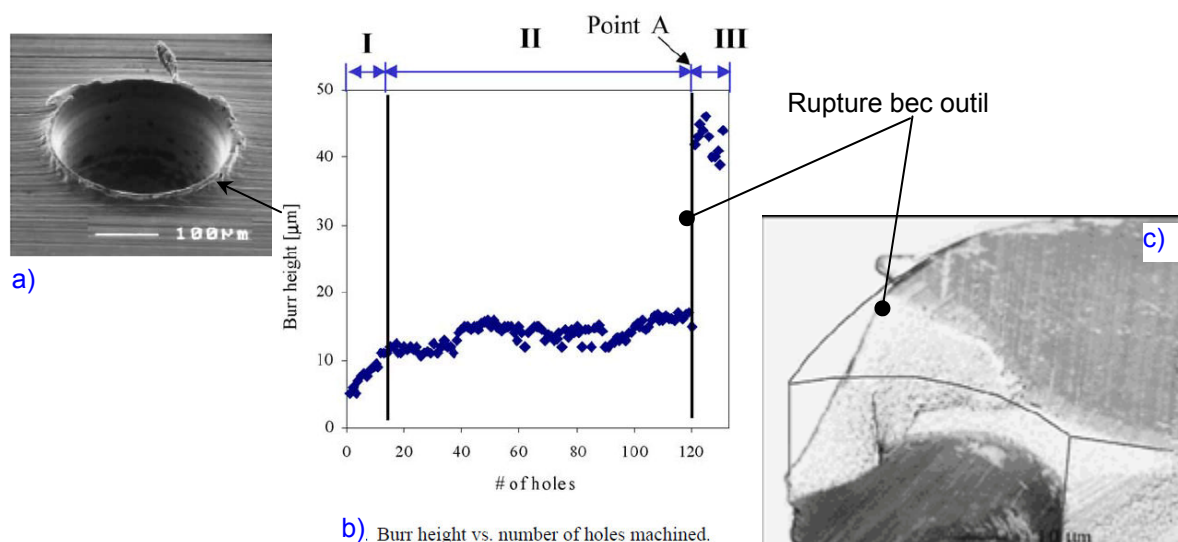


Fig. 1-81 Hauteur de bavure mesurée en perçage à la fraise dans un acier inox 304 et rupture bec outil observé (D0.254Z2 en WC 92% Co 8%, $V_c \approx 5$ m/min, $F_z \approx 2$ μm /dt /tr) (LEE AND DORNFELD 2005)

Les efforts de coupe moyens sont sensibles à l'usure de l'outil. (BAO AND TANSEL 2000) les utilisent pour évaluer le niveau d'usure. La section coupée est asservie à la mesure de l'effort de coupe moyen pour rester à un niveau acceptable pour l'outil, ainsi les casses intempestives de micro-fraises usées sont évitées. Cette approche a l'inconvénient de devoir préalablement définir un critère de mort d'outil par un seuil d'effort à ne pas atteindre. Il faut aussi assumer l'hypothèse d'usinages reproductibles et répétables, ce qui est fort contestable à l'échelle micro.

Le suivi d'usure se fait à partir du profil d'effort relevé pour une rotation de fraise (TANSEL, BAO ET AL. 2005). Deux ratios corréleront l'usure de l'outil :

- le ratio (Dullness Index) de l'effort spécifique de coupe (ou l'intensité des efforts) pour l'outil actuel / la référence établie pour l'outil neuf (étalon),
- le ratio (Run Out Index) de effort maximal de coupe ou taux de mal rond, entre la dent 1 et la dent 2.

Ils ne caractérisent pas l'évolution de l'acuité d'arête. Le mal rond (run out) diminue avec l'usure de l'outil.

L'usure de l'outil est relative. Lorsque les essais ne délivrent pas un profil d'effort exploitable, bruité, de faible intensité (cas du micro-fraisage de graphite POCO-EDM-C3), un matériau de référence (par exemple de l'aluminium) peut être régulièrement fraisé. Les profils d'efforts sont alors comparables tout et permettent de suivre l'endommagement de l'outil. Cette astuce expérimentale est applicable à l'usinage de géométries complexes dans une pièce de grande dimension (moule). L'outil venant alors régulièrement effectuer un test d'usinage dans une éprouvette « étalon ».

Le phénomène de coupe en bout, ou sur le bec outil, n'est pas étudié. Pourtant l'usure est généralement mesurée sur une vue de l'outil en bout ou en caractérisant la largeur d'une rainure. C'est alors un recul du bec outil qui est estimé plus qu'une mesure d'un critère d'usure normalisé.

1.5.2. Manifestation des Effets d'échelle

En mode cisaillement, l'intensité des efforts de coupe a tendance à décroître proportionnellement avec la diminution de H_c . La ductilité du mode ploughing compense cette décroissance. D'une façon générale, le décrochage du paramètre observé (variation brutale de tendance) pour une diminution continue d'un paramètre d'usinage est lié à ces effets d'échelle.

La manifestation des effets d'échelle se fait par l'analyse:

- des efforts de coupe :
 - augmentation significative de l'effort d'avance,
 - variation pseudo périodique de la valeur maximale,
- de la formation du copeau :
 - absence de copeau,
 - morphologie du copeau, taux de compression (H_c très déformée),
 - absence de coupe à chaque passage de dent, seulement 1 sur N coupes,
 - la simulation des contraintes par FEM,
- des états de surfaces :
 - micro bavure,
 - tartinage.

La manifestation du copeau minimum lors de l'usinage peut être détectée par :

- émission acoustique ([MIAN, DRIVER ET AL. 2010](#)) : seuil identifiable,
- mesure d'efforts: chute niveau d'efforts,

- analyse de surface, indépendamment des vitesses de coupe et d'avance : adhésion, « dimples », « microvoids », « microcracks » et « pros » qui disparaissent à V_c élevé,
- morphologie des copeaux.

En dessous de H_{min} les forces (de frottement) augmentent aux interfaces outil / matière. L'arête rapportée est favorisée.

La prédiction du copeau minimum peut se faire par :

- calcul d'un ratio seuil H_{min}/R_g . La valeur identifiée varie de 10% à 40% en fonction du matériau coupé, et de l'outil (SOKOLOWSKI 1955), (BRAMMERTZ 1961),
- simulation dynamique moléculaire MD (OLUWAJOBI, O. ET AL. 2010).

Les notions d'usinage conventionnel, de précision et d'ultra précision se distinguent par une approche phénoménologique de la coupe différente liée aux effets d'échelle. La Fig. 1-82 corréle pour chaque échelle les mécanismes mis en jeu pour séparer la matière. Le micro-fraisage se situe entre « ultra précision machining » et « precision machining ». Pour cette échelle les moyens de caractérisation du type cellules de charge (piézo électricité) et accélérométrie sont bien adaptés.

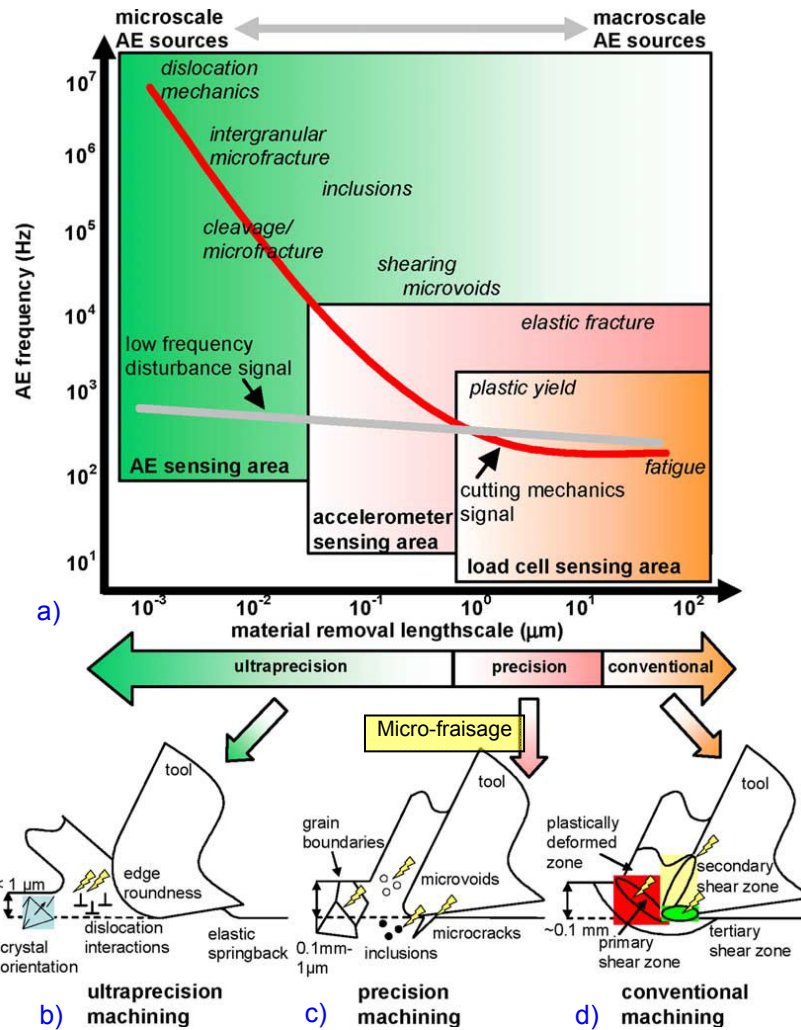


Fig. 1-82 Evolution de la phénoménologie de la coupe en macro, micro et nano usinage et les moyens de caractérisation adaptés (LEE, HWANG ET AL. 2006)

1.6. Design des outils de micro-fraisage

Le design des micro-fraises ne semble pas suivre une approche scientifique. Il est guidé par la miniaturisation des géométries des fraises macro et limité par les technologies de taillage (résistance, dimensions meule, accessibilité) et la résistance minimale de l'outil (l'âme de la fraise devenant trop réduite). Généralement le nombre de dent se limite à 2. A même échelle de représentation, le design des outils de diamètre très différents est pourtant similaire (Fig. 1-83).

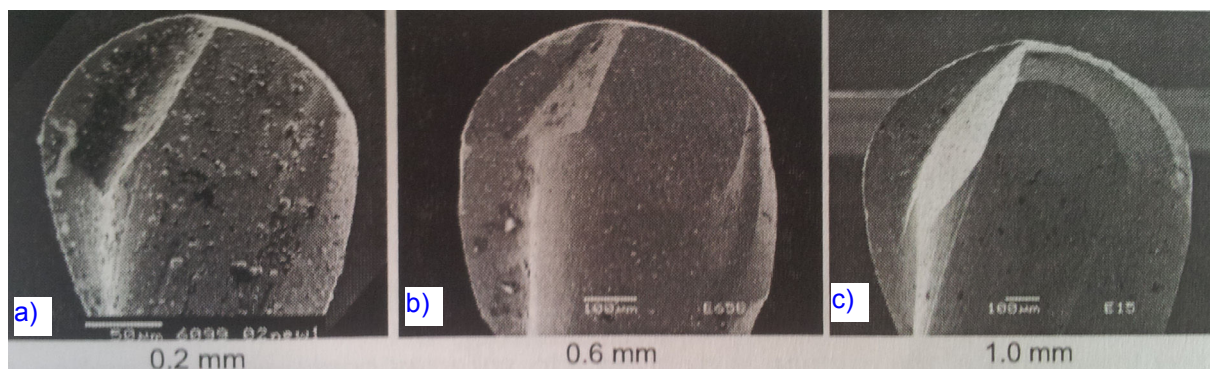


Fig. 1-83 Images de fraises boules revêtues de différents diamètres
(BISSACCO 2004)

Des géométries de coupe ne respectant pas les géométries macro habituelles sont visibles au salon JIMTOF (2010 et 2012) et aussi sur la Fig. 1-84 (c'est moins loin).

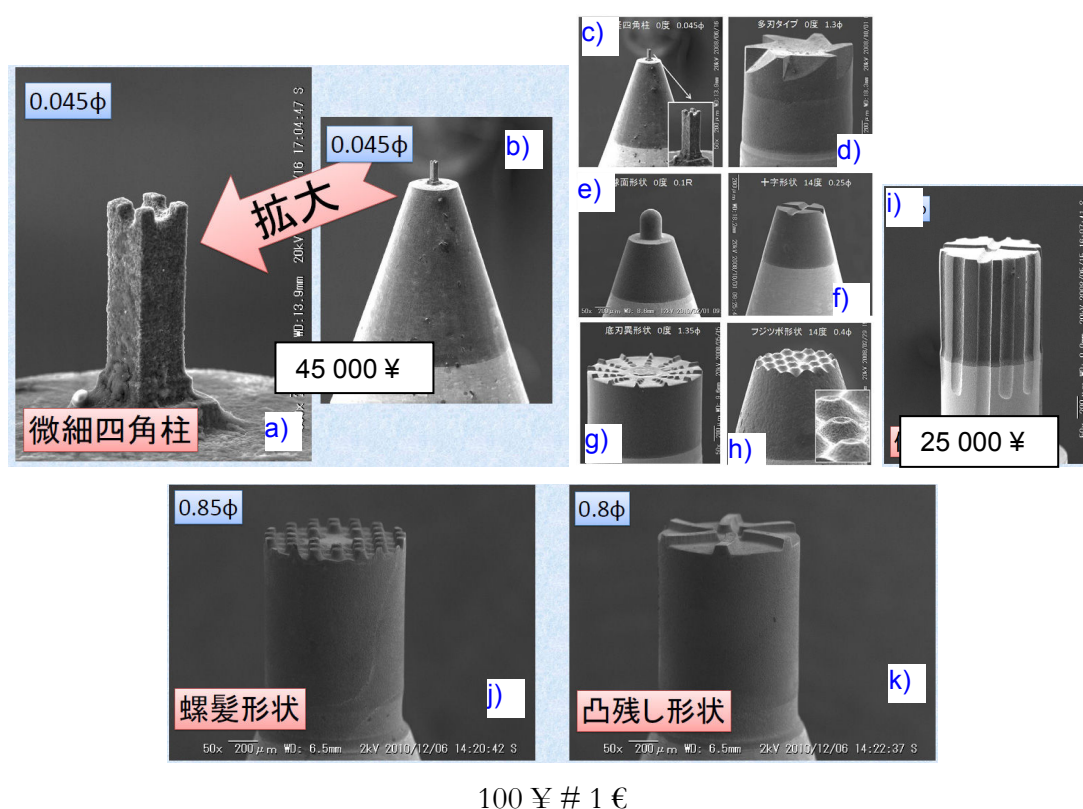


Fig. 1-84 Micro-fraises MITSUI en PCD et nitrure de bore
(MITSUI INDUSTRIAL ENGRAVING CO.)

Le « down sizing » des outils macro utilisés en micro est possible jusqu'à une certaine limite liée aux technologies de taillage. Le design de l'outil est composé de 3 parties : la queue, le collier et la partie active de coupe.

Les travaux de (LI 2009) (LI, OOSTERLING ET AL. 2011) portent sur l'optimisation des géométries d'outils pour le micro-fraisage d'acier à moule. Cette étude montre la nécessité d'optimiser la géométrie des micro-fraises. Après un design et une fabrication des outils, ils les valident par des tests de rigidité, d'usure, de qualité de géométrie usinée et par la mesure des efforts. Les données de sortie montrent une progression significative avec deux micro-fraises optimisées comparativement à une fraise commerciale (Fig. 1-85). Les paramètres étudiés sont l'angle de coupe, la profondeur de gouge, le diamètre de l'âme, l'angle d'hélice et la géométrie du collet. Tous ces paramètres influent la qualité de la coupe, mais ne sont pas classés, mais dépendent des critères d'optimisation recherchés.

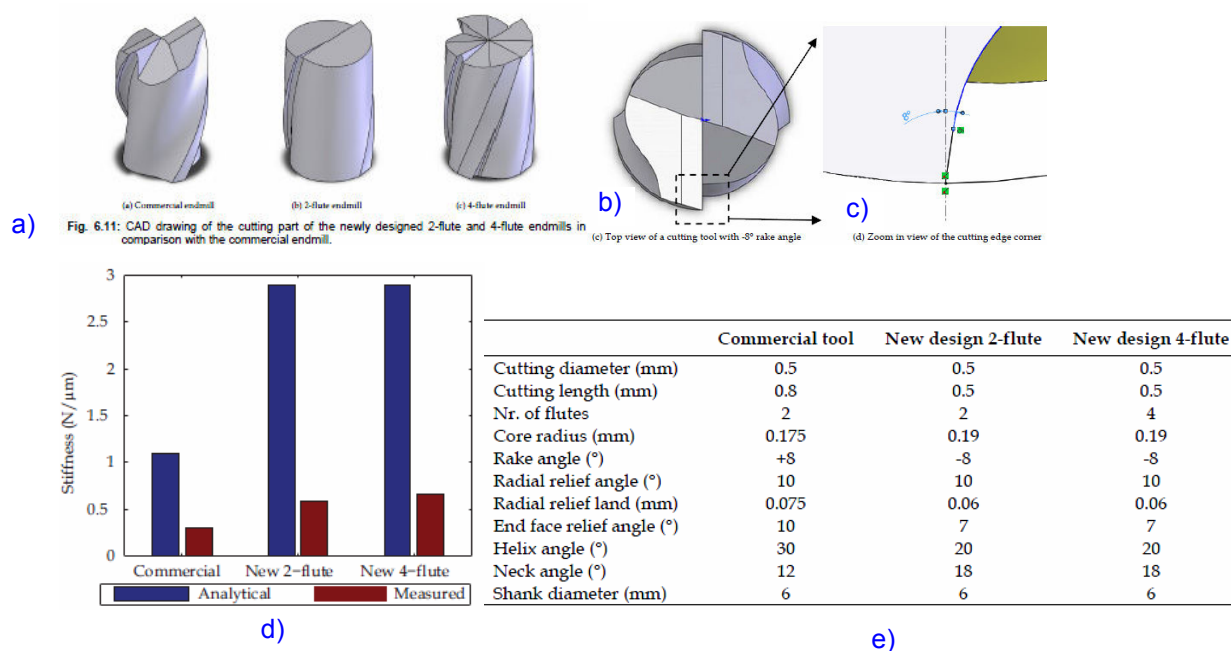


Fig. 1-85 Géométries optimisées de micro-fraises de D0.5

(LI 2009)

La géométrie globale de l'outil est optimisée (Fig. 1-86-a-b-c-d) grâce à un modèle d'éléments finis paramétriques (diamètre mini, rayon de courbe du raccord entre la partie coupante et le corps de la micro-fraise). L'interférence de sortie de meule avec le collet est éliminée. La longueur de coupe est réduite et est détalonné pour éviter les contacts avec la pièce dans des ratios de hauteur de 5 :1. L'outil optimisé a été testé et validé par un usinage dans un acier à 62 HRC. Il n'a pas cassé (Fig. 1-86-d).

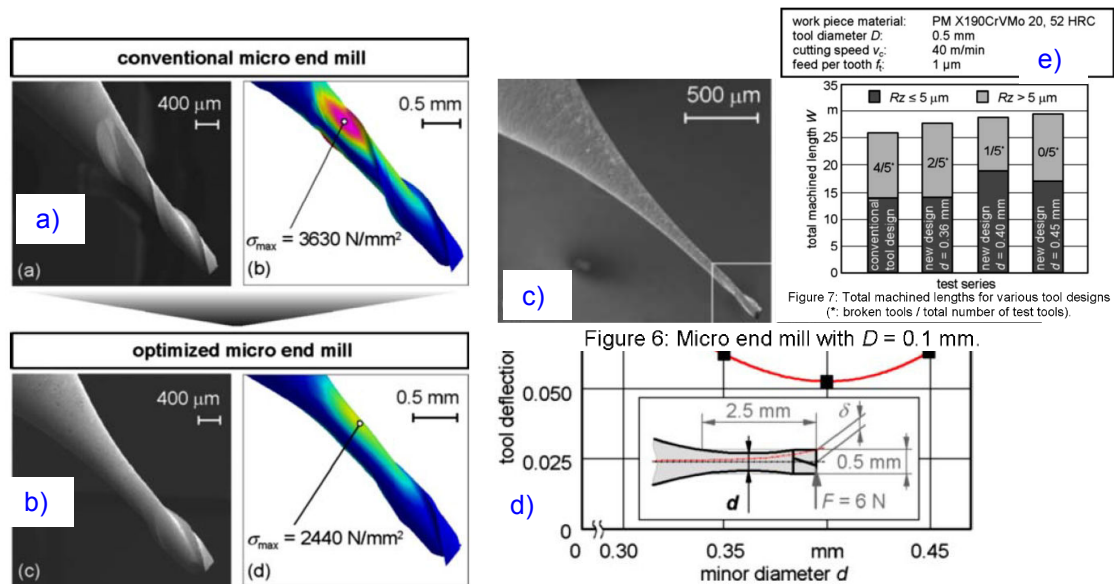


Fig. 1-86 Micro-fraise D0.1Z2 optimisée (UHLMANN AND SCHAUER 2005)

La longueur de coupe est le facteur le plus influant sur la rigidité de l'outil. Une variation dans un rapport de 1 à 4 modifie la flexion totale de la micro-fraise dans un rapport de 1 à 26.

C'est une règle métier de mise en œuvre en micro-fraisage : « il faut apporter la hauteur de coupe utile, pas plus ». Sous 10 N, la flexion de la partie coupante seule passe de 5 μ m pour $L_c = 0.8$ mm (1,5xD) à 130 μ m (26 fois plus) pour $L_c = 3$ mm (6xD) (LI, OOSTERLING ET AL. 2011).

Pour usiner des micro-fraises, les procédés alternatifs au taillage à la meule sont le Focus Ion Beam ou le WEDG (Fig. 1-87). Ils permettent d'obtenir des diamètres d'outil très faibles, allant jusqu'à quelques dizaines de μ m (Fig. 1-88). Les goujures sont absentes, car non réalisables par ces procédés de taillage.

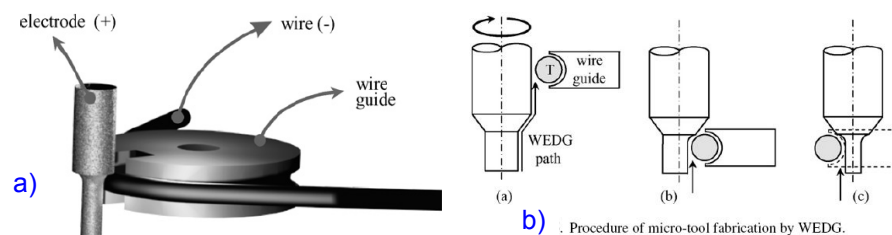


Fig. 1-87 Principe du taillage par Electro Erosion au Fil (Wire Electro Discharge Grinding) (CHERN, WU ET AL. 2007)

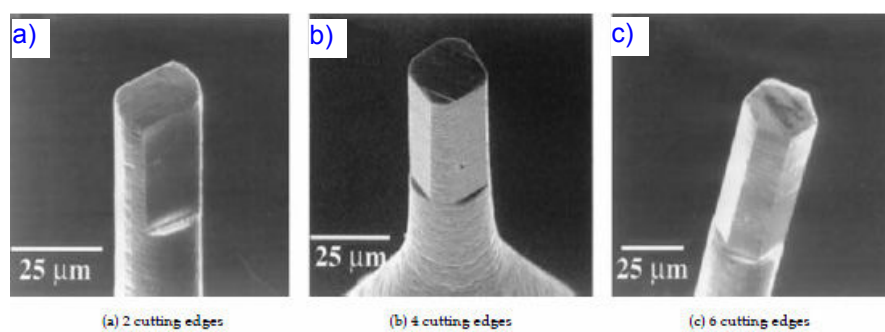
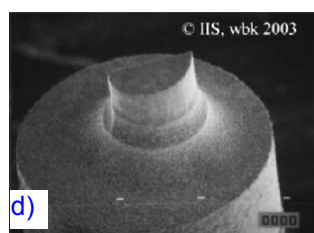


Fig. 1.1: Micro endmills made by FIB [7].



ameter 100 μm.

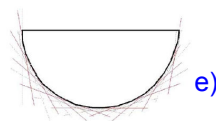


Fig. 2. Design of the milling tool; tool diameter: 100 μm, cut free diameter: 96 μm.

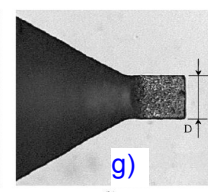
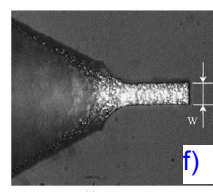


Fig. 9. Photo of a micro-tool with (a) $W=40\ \mu\text{m}$ and (b) $D=100\ \mu\text{m}$.

Fig. 1-88 Géométries de micro-fraise en demi-lune ou 2 méplats
(ADAMS, VASILE ET AL. 2001), (CHERN, WU ET AL. 2007)

1.7. Acier 316L : comportement et usinabilité (échelle macro)

1.7.1. Choix du 316L

Le 316 est un acier inoxydable austénitique avec une excellente résistance à la corrosion. Son taux d'écrouissage très important a pour conséquence de rendre cet acier légèrement magnétisable. Une trempe est recommandée en fonction des dimensions des pièces, en particulier pour les grandes pièces.

La présence de molybdène améliore la résistance aux acides non oxydants et à la corrosion par piqûre. Cependant, sa large variabilité de la composition chimique en teneur en carbone présente un certain risque en termes de précipitation de carbures de chrome aux joints de grains. Cela diminue de manière catastrophique la résistance à la corrosion intergranulaire. Un recuit supplémentaire est donc nécessaire pour dissoudre ces carbures, avec un refroidissement suffisamment rapide pour éviter une nouvelle précipitation. Pour limiter ces carbures, le taux de carbone est abaissé et un L comme Low est ajouté à la désignation de l'acier (316L). Cet acier convient parfaitement pour des pièces en contact prolongé avec la peau. C'est l'acier utilisé dans notre étude. Plusieurs nuances de 316L sont disponibles, proposant un compromis entre résistance à la corrosion, l'usinabilité et l'aptitude au polissage (états de surface d'une qualité polis miroir).

1.7.2. Usinabilité

Le choix de l'acier 316L (acier inoxydable austénitique au molybdène à bas taux de carbone) correspond à un besoin industriel de produire des (micro) pièces répondant à une qualité sanitaire importante : celle d'être en contact avec l'homme. Se pose alors la problématique de son usinabilité.

Historiquement, le besoin industriel majeur d'usiner de l'acier 316L concerne le tournage (décolletage). Les sections coupées sont importantes, la coupe est stable avec des vitesses de coupe élevées sur des machines rigides ayant des outils fixés. Cet acier 316L est un matériau réputé difficilement usinable. L'usinabilité d'acier inoxydable type 316L devient une préoccupation scientifique majeure. Pour améliorer ses caractéristiques d'usinage, il fait l'objet de recherches poussées (marché industriel porteur) au niveau métallurgique qui aboutissent à la définition de nuances brevetées (ex : UGIMA ®) dont la particularité est la maîtrise de la nature et de la quantité de la population inclusionnaire. La phénoménologie de la coupe de ces nuances est étudiée dans le domaine de travail défini par les besoins industriels, c'est-à-dire à l'échelle macro.

L'usinabilité n'est pas une propriété du matériau qui peut se définir avec un seul paramètre caractéristique, c'est en fait, un terme complexe. L'usinabilité dépend à la fois des propriétés physiques et chimiques du matériau et du procédé de fabrication utilisé. L'« usinabilité » (Fig. 1-89) englobe ainsi les propriétés liées à la coupe et au process. Elle peut se définir en termes de variation sur :

- l'usure des outils
- les efforts de coupe
- la qualité de surface usinée
- la morphologie des copeaux

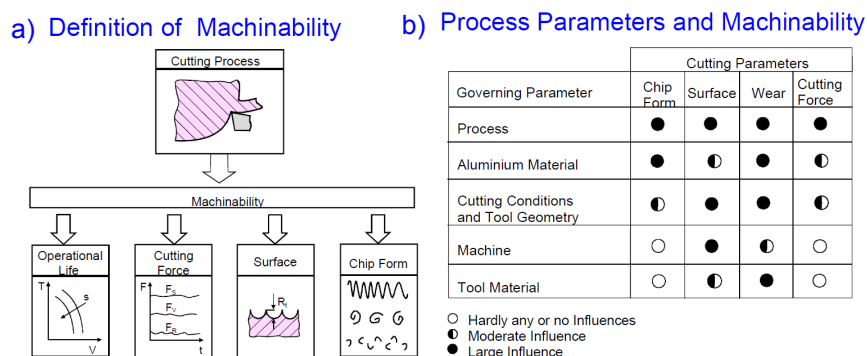


Fig. 1-89 Usinabilité

a) moyens de caractérisation b) influence des paramètres du process (JOHNE 1994)

L'usinabilité peut s'appliquer à un matériau, un couple outil/matière, un système d'usinage complet dans une configuration définie. L'usinabilité des aciers inoxydables peut se définir en terme d'efforts, d'énergie dépensée, d'usure ou durée de vie de d'outil, ou autres. La caractérisation de l'usinabilité se fait par des essais de mesure des efforts de coupe (COM), suivi d'usure accéléré ou de longue durée, mort d'outils et essais de fragmentation du copeau (hors cadre d'étude en fraisage).

Pour être complet, il faut définir l'usinabilité (TROMBERT 1998) comme l'aptitude d'un matériau à subir une mise en forme par enlèvement de matière pour une opération donnée. Il n'existe pas de critère universel pour caractériser l'usinabilité. Le besoin industriel se traduit par une notion plus ou moins claire de « facile à usiner ». Les critères pouvant permettre d'évaluer l'usinabilité d'un matériau sont nombreux et dépendent non seulement du type d'opération, mais aussi de l'objectif de l'usineur (production au moindre coût).

Faible usinabilité du 316L

Le 316L (AISI) se décline en plusieurs nuances. Ces nuances utilisées dans l'étude portent les numéros matière 1.4404, 1.4435 et 1.4441. Elles sont toutes réputées relativement voire particulièrement difficile à usiner.

La nuance « HM » 1.4404 (X 2 CrNiMo 17 12 2 ; Z 2 CND 17 12) est la référence de l'étude, avec des « bons » oxydes favorables à la coupe (en UGV) obtenus selon le procédé breveté Ugima.

La nuance « ICH » 1.4435 (X 2 CrNiMo 18 14 3 ; Z 3 CND 18 14 03) ne diffère de la précédente que par une augmentation de sa teneur en Nickel et Molybdène et une maîtrise de la taille des (bons) oxydes, garantissant ainsi, une meilleure aptitude au polissage. L'apparition de queues de comètes liées à la présence de gros oxydes et de ferrite est nuisible au polissage. La nuance ICH est optimisée dans ce sens.

La nuance « médical » « ESR » 1.4441 (X 2 CrNiMo 18 15 3 ; Z 2 CND 17 13) a une tolérance sur les impuretés beaucoup plus serrée donnant une résistance à la corrosion nettement supérieure que pour le 316L usuel, résistance renforcée également par sa plus grande teneur en Ni. Elle est apte aux applications médicales, implants notamment. Des précautions particulières de fabrication, ainsi que des procédures de contrôle final, doivent être assurées pour que le label "médical" soit reconnu. Bien que la tolérance sur les impuretés critiques (carbone, soufre, phosphore, etc.) soit identique selon la norme à laquelle on se réfère (ISO 5832-1, ASTM F138, etc.), la teneur en éléments majeurs peut varier légèrement d'une norme à l'autre. Cet acier est réputé encore plus difficile à usiner.

316L à usinabilité améliorée

Des nuances optimisées sont proposées pour le décolletage afin d'y avoir une usinabilité améliorée, démontrée à l'échelle macro en UGV. En fonction du taux de soufre (bas, moyen, haut) dans la composition chimique de l'acier 316L, la nuance est plus ou moins optimisée pour l'usinage par enlèvement de copeau. Le soufre forme des inclusions qui favorisent la fragmentation des copeaux et sont considérées comme un lubrifiant solide. Cependant, la présence de soufre diminue les propriétés de résistance à la corrosion, de polissage et de soudage. La teneur en soufre est une indication importante sur l'usinabilité du 316L.

Usinabilité maximum : Fort taux de soufre (aciers resulfurés) et du cuivre

L'adjonction de 0.12 à 0.18 de soufre en % massique dans la nuance 316 LS (nuance non normalisée) améliore nettement l'usinage au détriment de l'aptitude à la résistance à la corrosion (crevasse, piqûres) au polissage et au soudage. L'adjonction de cuivre améliore la formabilité à froid en diminuant l'écrouissage mais favorise la corrosion par piqûres. Cet acier ne convient pas pour des pièces en contact prolongé avec la peau. Ce sont des aciers dits resulfurés.

Avec une teneur de 0.10 à 0.13 % en soufre, le meilleur compromis est obtenu entre résistance à la corrosion et usinabilité. La répartition des particules doit être contrôlée sévèrement. Des technologies de coulée particulières sont utilisées.

Usinabilité intermédiaire : Faible taux de soufre (soufre contrôlé) et contrôle des oxydes

Afin de garantir aux pièces la résistance à la corrosion et permette un contact prolongé avec la peau, la teneur en soufre est réduite de 0.015 à 0.030 %. Ce sont des aciers dits « à teneur en soufre contrôlée ».

L'usinabilité est alors améliorée par une maîtrise de l'analyse chimique des oxydes garantissant leur basse température de fusion, favorisant ainsi l'adoucissement thermique due à la coupe lors d'emploi de grande vitesse de coupe, élevant la température dans la zone de cisaillement primaire. Le copeau devenant alors hétérogène dans sa géométrie (apparition de festons).

L'utilisation d'additifs sous forme d'inclusions (principe UGIMA® et UGIMA2®) donne une excellente usinabilité en particulier pour des très grandes vitesses de coupe. Ces additifs peuvent interférer avec l'aptitude au polissage. Le principe UGIMA est applicable à plusieurs nuances.

Les aciers ayant une teneur en soufre < 10 ppm, sont dit à « très bas soufre », c'est le cas de la nuance ESR. Leur usinabilité n'est pas améliorée pour la coupe UGV à l'échelle macro.

1.7.3. Propriétés physiques, mécaniques et composition chimique

Les propriétés de l'acier 316 sont décrites aux pages 28 à 44 des fiches techniques des alliages (www.pxprecimet.ch), le [Tab. 1-3](#) présente les désignations des nuances d'acier inoxydables austénitiques disponibles.

Tableau A.1 Désignation de l'acier inoxydable - Correspondance entre les désignations européennes et les anciennes désignations nationales

Nuance d'acier selon l'EN 10088		Allemagne (DIN)		Grande-Bretagne	France	Italie	Suède	Espagne	États-Unis	
Appellation	N°	Appellation	N°	BSI	AFNOR	UNI	SIS	UNE	AISI	UNS
X5CrNi18-10	1.4301	X5 CrNi 18 10	1.4301	304 S 15 304 S 16 304 S 31	Z 6 CN 18-09	X5 CrNi 18 10	2332 2333	3504	304	S 30400
X2CrNi19-11	1.4306	X2 CrNi 19 11	1.4306	304 S 11	Z 2 CN 18-10	X2 CrNi 18 11	2352	3503	304 L	S 30403
X2CrNi18-9	1.4307	-	-	-	-	-	-	-	-	-
X6CrNiTi18-10	1.4541	X6 CrNiTi 18 10	1.4541	321 S 31	Z 6 CNT 18-10	X6 CrNiTi 18 11	2337	3523	321	S 32100
X5CrNiMo17-12-2	1.4401	X5CrNiMo 17 12 2	1.4401	316 S 31	Z 6 CND 17-11	X5 CrNiMo 17 12	2347	3534	316	S 31600
X2CrNiMo17-12-2	1.4404	X2CrNiMo 17 12 2	1.4404	316 S 11	Z 2 CND 17-12	X2 CrNiMo 17 12	2348	3533	316L	S 31603
X2CrNiMo17-12-3	1.4432	-	-	-	-	-	-	-	-	-
X2CrNiMo18-14-3	1.4435	X2 CrNiMo 18 14 3	1.4435	316 S 13	Z 2 CND 17-13	X2 CrNiMo 17 13	2353	3533	316 L	S 31603
X1NiCrMoCu25-20-5	1.4539	X1 NiCrMoCuN 25 20 5	1.4539	-	Z 1 CNDU 25-20	-	2562	-	904 L	N 08904
X6CrNiMoTi17-12-2	1.4571	X6 CrNiMoTi 17 12 2	1.4571	320 S 31	Z 6 CNDT 17-12	X6 CrNiMoTi 17 12	2350	3535	316 Ti	S 31635
X2CrNi18-10	1.4311	X2 CrNi 18 10	1.4311	304 S 61	Z 2 CN 18-10 Az	-	2371	-	304 LN	S 30453
X2CrNiMoN17-11-2	1.4406	X2 CrNiMoN 17 12 2	1.4406	316 S 62	Z 2 CND 17-12 Az	-	-	-	316 LN	S 31653
X2CrNiMoN17-13-5	1.4439	X2 CrNiMoN 17 13 5	1.4439	-	-	-	-	-	317 LMN	S 31726
X1NiCrMoCuN25-20-7	1.4529	X1 NiCrMoCuN 25 20 6	1.4529	-	-	-	-	-	-	-
X2CrNiN18-7	1.4318	X2 CrNiN 18 7	1.4318	-	-	-	-	-	301 LN (302 LN)	-
X2CrNiMoN22-5-3	1.4462	X2 CrNiMoN 22 5 3	1.4462	Duplex 2205	Z 2 CND 22-5 Az	-	2377	-	-	S 31803

Tab. 1-3 Acier inoxydable austénitique : nuances disponibles (WWW.PXPRECIMET.CH)

1.7.4. Prix

Le prix de l'acier inoxydable évolue avec le prix de l'acier. D'après des sources INSEE, le taux d'indice pour les aciers inoxydables est environ +20% que celui de l'acier courant. La [Fig. 1-90](#) donne l'évolution du prix de l'acier : stable entre 1990 et 2003 (indice 80), puis de tendance croissante à env. 7% par an (indice 130) ces dernières années.



Indices des prix INSEE

Données mensuelles (Année 2005 = 100)

Année 2012	janv.	févr.	mars	avril	mai	juin
Aciers non alliés	126,3	126,7	126,5	127,4	127,2	126,4
Aciers alliés	126,6	127,7	125,5	127,7	128,3	127,5
Ensemble	126,2	126,8	126,2	127,4	127,3	126,6
Produits en aciers inoxydables avec Ni >= 2,5%						
1559075 (241001)	155,1	153,6	153,9	149,2	149,6	146,4

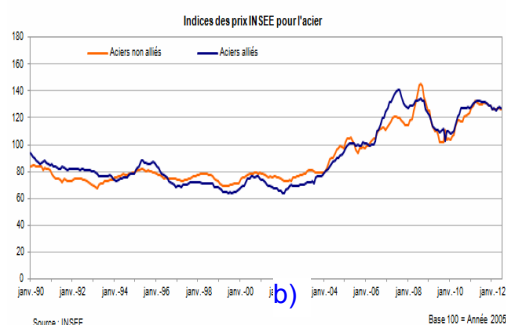


Fig. 1-90 Indice des prix INSEE pour l'acier, base 100 en 2005 (INSEE)

1.8. Conclusion

A partir de la mise en situation d'un fraisage épaulé (MAUREL-PANTEL 2009), les problématiques du micro-fraisage identifiées sont présentées d'une manière synthétique à la Fig. 1-91. Dans un premier temps, ces problématiques sont liées à la technique de fraisage et de la coupe nécessairement discontinue, et dans un second temps, liées à la dimension « micro » de l'outil et de l'adaptation des conditions de coupe à sa faible résistance. D'autre part, les limitations technologiques des broches et des défauts de mise en œuvre deviennent des facteurs significatifs en micro-fraisage.

L'acier inoxydable 316L, réputé à faible usinabilité, est un acier austénitique écrouissable de taille de grain importante vis-à-vis des sections coupées en micro-fraisage. Sa population inclusionnaire peut être optimisée pour produire des effets bénéfiques lors « d'usinage macro », mais actuellement ces effets sont inconnus à l'échelle de la coupe micro.

L'axe de l'étude choisie doit traiter de toutes ces problématiques.

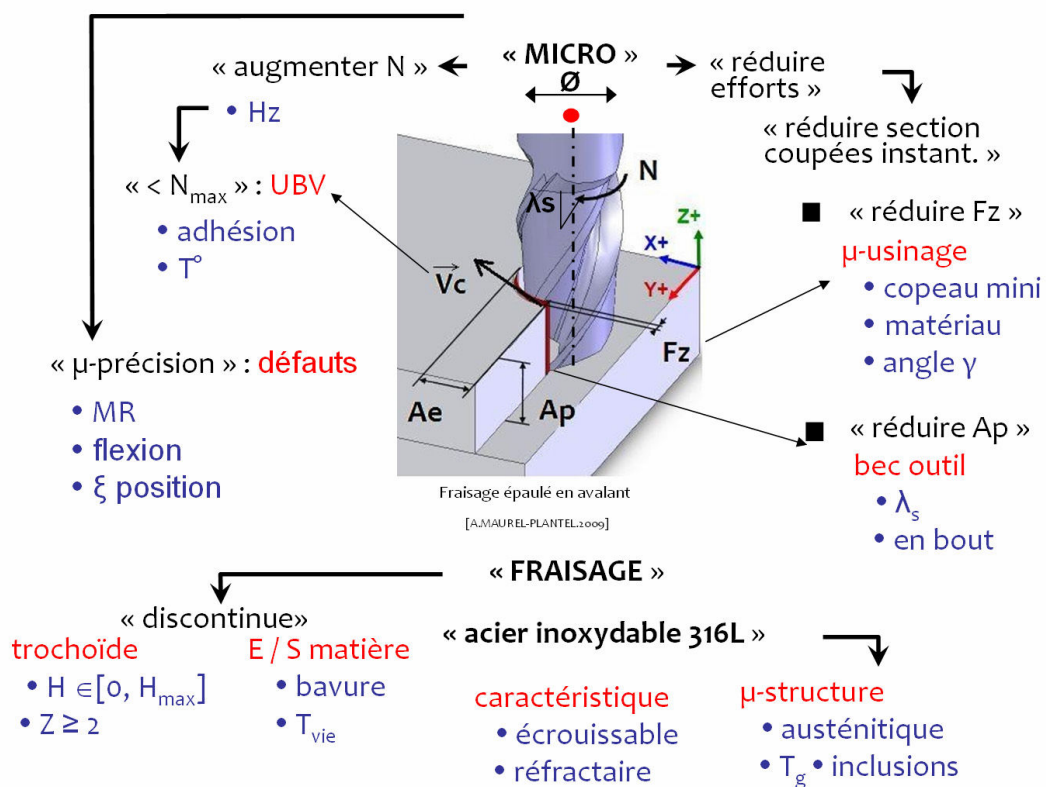


Fig. 1-91 Problématiques du micro-fraisage, de l'acier inoxydables 316L

Références

- ADAMS, D. P., M. J. VASILE, ET AL. (2001). "MICROMILLING OF METAL ALLOYS WITH FOCUSED ION BEAM-FABRICATED TOOLS." *PRECISION ENGINEERING* 25(2): 107-113.
- ARAMCHAROEN, A. AND P. T. MATIVENGA (2009). "SIZE EFFECT AND TOOL GEOMETRY IN MICROMILLING OF TOOL STEEL." *PRECISION ENGINEERING* 33(4): 402-407.
- AURICH, J. C., D. DORNFELD, ET AL. (2009). BURRS—ANALYSIS, CONTROL AND REMOVAL, [HTTP://WWW.ESCHOLARSHIP.ORG/UC/ITEM/1SC2K1B8](http://www.escholarship.org/uc/item/1SC2K1B8).[HTTP://WWW.ESCHOLARSHIP.ORG/UC/ITEM/1SC2K1B8](http://www.escholarship.org/uc/item/1SC2K1B8).154
- BAO, W. Y. AND I. N. TANSEL (2000). "MODELING MICRO-END-MILLING OPERATIONS. PART I: ANALYTICAL CUTTING FORCE MODEL." *INTERNATIONAL JOURNAL OF MACHINE TOOLS AND MANUFACTURE* 40(15): 2155-2173.
- BAO, W. Y. AND I. N. TANSEL (2000). "MODELING MICRO-END-MILLING OPERATIONS. PART II: TOOL RUN-OUT." *INTERNATIONAL JOURNAL OF MACHINE TOOLS AND MANUFACTURE* 40(15): 2175-2192.
- BAO, W. Y. AND I. N. TANSEL (2000). "MODELING MICRO-END-MILLING OPERATIONS. PART III: INFLUENCE OF TOOL WEAR." *INTERNATIONAL JOURNAL OF MACHINE TOOLS AND MANUFACTURE* 40(15): 2193-2211.
- BARBIER, C., S. THIBAUD, ET AL. (2009). "SIZE EFFECTS ON MATERIAL BEHAVIOR IN MICROFORMING." *ESAFORM*.
- BASURAY, P. K., B. K. MISRA, ET AL. (1977). "TRANSITION FROM PLOUGHING TO CUTTING DURING MACHINING WITH BLUNT TOOLS." *WEAR* 43(3): 341-349.
- BEDIZ, B., U. KUMAR, ET AL. (2012). "MODELING AND EXPERIMENTATION FOR THREE-DIMENSIONAL DYNAMICS OF ENDMILLS." *INTERNATIONAL JOURNAL OF MACHINE TOOLS AND MANUFACTURE* 53(1): 39-50.
- BISSACCO, G. (2004). SURFACE GENERATION AND OPTIMIZATION IN MICROMILLING, DEPARTMENT OF MANUFACTURING ENGINEERING AND MANAGEMENT, INSTITUT FOR PRODUKTION OG LEDELSESTECHNICA, UNIVERSITY OF DENMARK.
- BISSACCO, G., H. N. HANSEN, ET AL. (2005). "MICROMILLING OF HARDENED TOOL STEEL FOR MOULD MAKING APPLICATIONS." *JOURNAL OF MATERIALS PROCESSING TECHNOLOGY* 167.
- BISSACCO, G., H. N. HANSEN, ET AL. (2008). "MODELLING THE CUTTING EDGE RADIUS SIZE EFFECT FOR FORCE PREDICTION IN MICRO MILLING." *CIRP ANNALS - MANUFACTURING TECHNOLOGY* 57(1): 113-116.
- BISSEY, S. (2005). DEVELOPPEMENT D'UN MODELE D'EFFORTS DE COUPE APPLICABLE A DES FAMILLES D'OUTILS : CAS DU FRAISAGE DES ACIERS RAITES THERMIQUEMENT., ECOLE NATIONALE SUPERIEURE D'ARTS ET METIERS.258
- BLUM "LASERCONTROL MICRO COMPACT NT/ NANO NT." [HTTP://WWW.BLUM-NOVOTEST.DE/INDEX.PHP?ID=226](http://www.blum-novotest.de/index.php?id=226).
- BOUZAKIS, K. D., N. MICHAELIDIS, ET AL. (2000). CUTTING PERFORMANCE OPTIMIZATION OF PVD COATED INSERTS IN MILLING, CONSIDERING THE CUTTING CONDITIONS, THE TOOLS GEOMETRY AND THE COATING MATERIAL PROPERTIES. IMPROVING MACHINE TOOL PERFORMANCE, LA BAULE.
- BRAMMERTZ, P. H. (1961). *INDUSTRIE-ANZEIGER* 83:525.
- CHAE, J., S. S. PARK, ET AL. (2006). "INVESTIGATION OF MICRO-CUTTING OPERATIONS." *INTERNATIONAL JOURNAL OF MACHINE TOOLS AND MANUFACTURE* 46(3-4): 313-332.
- CHANG-JU, K. I. M., M. J. RHETT, ET AL. (2004). "A STATIC MODEL OF CHIP FORMATION IN MICROSCALE MILLING." *JOURNAL OF MANUFACTURING SCIENCE AND ENGINEERING* 126(4): 710-718.

CHANGEUX, B. (2001). LOI DE COMPORTEMENT POUR L'USINAGE. LOCALISATION DE LA DEFORMATION ET ASPECTS MICROSTRUCTURAUX: 159-230

CHERN, G.-L., Y.-J. E. WU, ET AL. (2007). "STUDY ON BURR FORMATION IN MICRO-MACHINING USING MICRO-TOOLS FABRICATED BY MICRO-EDM." PRECISION ENGINEERING 31(2): 122-129.

CHERN, G. L. (1993). ANALYSIS OF BURR FORMATION AND BREAKOUT IN METAL CUTTING MECHANICAL ENGINEERING, BERKELEY, UNIVERSITY OF CALIFORNIA.263

CIVERA, D. (2010). "DIAMETRE ET RENDEMENT DES WAFERS." [HTTP://WWW.TOMSHARDWARE.FR/ARTICLES/TRANSISTOR-WAFER-FINESSE-DE-GRAVURE,2-711.HTML](http://www.tomshardware.fr/articles/transistor-wafer-finesse-de-gravure,2-711.html)
[HTTP://WWW.PRESENCE-PC.COM/TESTS/TRANSISTOR-WAFER-FINESSE-DE-GRAVURE-23311/12/](http://www.presence-pc.com/tests/transistor-wafer-finesse-de-gravure-23311/12/).

CORDEBOIS, J.-P. AND M. COLOMBIE (2008). FABRICATION PAR USINAGE, DUNOD/ L'USINE NOUVELLE.

DING, H., N. SHEN, ET AL. (2012). "THERMAL AND MECHANICAL MODELING ANALYSIS OF LASER-ASSISTED MICRO-MILLING OF DIFFICULT-TO-MACHINE ALLOYS." JOURNAL OF MATERIALS PROCESSING TECHNOLOGY 212(3): 601-613.

DORNFELD, D., S. MIN, ET AL. (2006). "RECENT ADVANCES IN MECHANICAL MICROMACHINING." CIRP ANNALS - MANUFACTURING TECHNOLOGY 55(2): 745-768.

ELCO (2012). OUTILS DEDIES A L'USINAGE HAUTE PERFORMANCE.255

FILIZ, S., C. M. CONLEY, ET AL. (2007). "AN EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF MICRO-MACHINABILITY OF COPPER 101 USING TUNGSTEN CARBIDE MICRO-ENDMILLS." INTERNATIONAL JOURNAL OF MACHINE TOOLS AND MANUFACTURE 47(7-8): 1088-1100.

FILIZ, S. AND O. B. OZDOGANLAR (2008). "MICROENDMILL DYNAMICS INCLUDING THE ACTUAL FLUTED GEOMETRY AND SETUP ERRORS---PART I: MODEL DEVELOPMENT AND NUMERICAL SOLUTION." JOURNAL OF MANUFACTURING SCIENCE AND ENGINEERING 130(3): 031119-031110.

FILIZ, S. AND O. B. OZDOGANLAR (2008). "MICROENDMILL DYNAMICS INCLUDING THE ACTUAL FLUTED GEOMETRY AND SETUP ERRORS---PART II: MODEL VALIDATION AND APPLICATION." JOURNAL OF MANUFACTURING SCIENCE AND ENGINEERING 130(3): 031120-031113.

GACEB, M. AND S. BRAHMI (2007). ETUDE DE L'INFLUENCE DE L'ETAT DE SURFACE SUR LA TENUE A LA FATIGUE D'UN ACIER XC48. CONGRES FRANÇAIS DE LA MECANIQUE, GRENOBLE.

GRAH, M. D., K. J. BOWMAN, ET AL. (1992). FABRICATION OF TWO-DIMENSIONAL MICROSTRUCTURES IN FE-3.25%SI SHEET. NEW YORK, NY, ETATS-UNIS, PERGAMON PRESS.

GUIBERT, N. AND H. PARIS (2006). "INFLUENCE OF THE PLOUGHING EFFECT ON THE VIBRATORY DRILLING BEHAVIOR." PROCEEDINGS OF THE 5TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON HIGH SPEED MACHINING, METZ: 501-512.

HABAK, M. (2006). ETUDE DE L'INFLUENCE DE LA MICROSTRUCTURE ET DES PARAMETRES DE COUPE SUR LE COMPORTEMENT EN TOURNAGE DUR DE L'ACIER A ROULEMENT 100CR6, ÉCOLE NATIONALE SUPERIEURE D'ARTS ET METIERS.257

HANSEN, H. N., K. CARNEIRO, ET AL. (2006). "DIMENSIONAL MICRO AND NANO METROLOGY." CIRP ANNALS - MANUFACTURING TECHNOLOGY 55(2): 721-743.

HASHIMURA, M., Y. P. CHANG, ET AL. (1999). "ANALYSIS OF BURR FORMATION MECHANISM IN ORTHOGONAL CUTTING." JOURNAL OF MANUFACTURING SCIENCE AND ENGINEERING 121(1): 1-7.

HASHIMURA, M., J. HASSAMONTR, ET AL. (1999). "EFFECT OF IN-PLANE EXIT ANGLE AND RAKE ANGLES ON BURR HEIGHT AND THICKNESS IN FACE MILLING OPERATION

" TRANSACTIONS OF THE ASME JOURNAL OF MANUFACTURING SCIENCE AND ENGINEERING(121(1)): 13–19.

HENNING, M. AND H. VEHOFF (2003). "CHARACTERIZATION OF REFERENCE SAMPLES FOR CONTINUUM MECHANICS SIMULATION GRAIN ORIENTATION, ROTATION AND DEFORMATION AS A FUNCTION OF THE APPLIED LOAD." 1ER COLLOQUIUM PROCESSSCALING BREMEN.

INSEE "INDICES DE PRIX INSEE POUR L'ACIER." [HTTP://WWW.ACIER.ORG/PAGES/STAT/INDICES/IND.HTML](http://www.acier.org/pages/stat/indices/ind.html).

JOHNE, P. (1994) MACHINING OF PRODUCTS. TALAT LECTURE 3100 EUROPEAN ALUMINIUM ASSOCIATION,

JUN, M. B. G., R. E. DEVOR, ET AL. (2006). "INVESTIGATION OF THE DYNAMICS OF MICROEND MILLING--PART II: MODEL VALIDATION AND INTERPRETATION." JOURNAL OF MANUFACTURING SCIENCE AND ENGINEERING 128(4): 901-912.

JUN, M. B. G., X. LIU, ET AL. (2006). "INVESTIGATION OF THE DYNAMICS OF MICROEND MILLING---PART I: MODEL DEVELOPMENT." JOURNAL OF MANUFACTURING SCIENCE AND ENGINEERING 128(4): 893-900.

KENNEDY, B., R. E. DEVOR, ET AL. (2010). "FIRST-PLACE FINISH; IMPARTING FINE SURFACE FINISHES WHEN MICROMILLING." MICROMANUFACTURING VOL 3, NO. 1.

KERN PYRAMID NANO. [HTTP://WWW.KERN-MICROTECHNIC.COM/PAGE.PHP?PAGE_ID=20&LID=2](http://www.kern-microtechnic.com/page.php?page_id=20&lid=2)
[HTTP://WWW.KERN-MICROTECHNIC.COM/UPLOAD/MEDIA/KERN_PYRAMID_E.PDF](http://www.kern-microtechnic.com/upload/media/kern_pyramid_e.pdf)

KIM, C.-J., J. R. MAYOR, ET AL. (2004). "A STATIC MODEL OF CHIP FORMATION IN MICROSCALE MILLING." JOURNAL OF MANUFACTURING SCIENCE AND ENGINEERING 126(4): 710-718.

KOMANDURI, R. (1971). "SOME ASPECTS OF MACHINING WITH NEGATIVE RAKE TOOLS SIMULATING GRINDING." INTERNATIONAL JOURNAL OF MACHINE TOOL DESIGN AND RESEARCH 11(3): 223-233.

KOMANDURI, R., N. CHANDRASEKARAN, ET AL. (1999). "ORIENTATION EFFECTS IN NANOMETRIC CUTTING OF SINGLE CRYSTAL MATERIALS: AN MD SIMULATION APPROACH." CIRP ANN. 48: 67-72.

KUMANCHIK, L. M. AND T. L. SCHMITZ (2007). "IMPROVED ANALYTICAL CHIP THICKNESS MODEL FOR MILLING." PRECISION ENGINEERING 31(3): 317-324.

LAI, X., H. LI, ET AL. (2008). "MODELLING AND ANALYSIS OF MICRO SCALE MILLING CONSIDERING SIZE EFFECT, MICRO CUTTER EDGE RADIUS AND MINIMUM CHIP THICKNESS." INTERNATIONAL JOURNAL OF MACHINE TOOLS AND MANUFACTURE 48(1): 1-14.

LEE, D. E., I. HWANG, ET AL. (2006). "PRECISION MANUFACTURING PROCESS MONITORING WITH ACOUSTIC EMISSION." INTERNATIONAL JOURNAL OF MACHINE TOOLS AND MANUFACTURE 46(2): 176-188.

LEE, K. AND D. A. DORNFELD (2005). "MICRO-BURR FORMATION AND MINIMIZATION THROUGH PROCESS CONTROL." PRECISION ENGINEERING 29(2): 246-252.

LEE, Y. AND A. CHANG (1999). "ULTRAPRECISION CUTTING AND ACOUSTIC EMISSION MONITORING OF OFHC COPPER." LMA RESEARCH REPORTS, [HTTP://LMA.BERKELEY.EDU/RESEARCH/1999/INDEX.HTML](http://lma.berkeley.edu/research/1999/index.html).

LEE, Y., D. A. DORNFELD, ET AL. (1998). "OPEN ARCHITECTURE BASED FRAMEWORK IN INTEGRATED PRECISION MACHINING SYSTEM." ASME IMECE, ANAHEIM.

LEROY, F. (1993). ENDOMMAGEMENT DES OUTILS DE COUPE. TECHNIQUES DE L'INGENIEUR. FROTTEMENT ET USURE.[HTTP://WWW.TECHNIQUES-INGENIEUR.FR/BASE-DOCUMENTAIRE/MECANIQUE-TH7/FROTTEMENT-ET-USURE-42464210/ENDOMMAGEMENT-DES-OUTILS-DE-COUPES-B7042/.226](http://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/mecanique-th7/frottement-et-usure-42464210/endomagement-des-outils-de-coupe-b7042/.226)

LI, H. Z. AND X. P. LI (2005). "A NUMERICAL STUDY OF THE EFFECTS OF CUTTER RUNOUT ON MILLING PROCESS GEOMETRY BASED ON TRUE TOOTH TRAJECTORY." THE INTERNATIONAL JOURNAL OF ADVANCED MANUFACTURING TECHNOLOGY 25(5): 435-443.

LI, P. (2009). "MICROMILLING OF HARDENED TOOL STEELS." THÈSE HOLLANDE TECHNISCHE UNIVERSITEIT DELFT JT FOKKEMA.

LI, P., J. A. J. OOSTERLING, ET AL. (2011). "DESIGN OF MICRO SQUARE ENDMILLS FOR HARD MILLING APPLICATIONS." THE INTERNATIONAL JOURNAL OF ADVANCED MANUFACTURING TECHNOLOGY 57(9-12): 859-870.

LIU, X., R. E. DEVOR, ET AL. (2006). "AN ANALYTICAL MODEL FOR THE PREDICTION OF MINIMUM CHIP THICKNESS IN MICROMACHINING." JOURNAL OF MANUFACTURING SCIENCE AND ENGINEERING 128(2): 474-481.

LUCCA, D. A. AND Y. W. SEO (1993). "EFFECT OF TOOL EDGE GEOMETRY ON ENERGY DISSIPATION IN ULTRAPRECISION MACHINING." CIRP ANN., 42, PP. 83-86.

LUCCA, D. A., Y. W. SEO, ET AL. (1994). "ENERGY DISSIPATION AND TOOL-WORKPIECE CONTACT IN ULTRA-PRECISION MACHINING." STLE/ASME TRIBOLOGY CONFERENCE, TRIBOLOGY TRANSACTIONS 37 (3): 651-655.

M'SAOUBI, R. (1998). ASPECTS THERMIQUES ET MICROSTRUCTURAUX DE LA COUPE. APPLICATION A LA COUPE ORTHOGONALE DES ACIERS INOXYDABLES AUSTENITTIQUES., ENSAM PARIS 1998 98 ENAM 0009: 137. [HTTP://CAT.INIST.FR/?AMODELE=AFFICHEN&CPSIDT=187272.231](http://CAT.INIST.FR/?AMODELE=AFFICHEN&CPSIDT=187272.231)

MALEKIAN, M. AND S. S. PARK (2007). "INVESTIGATION OF MICRO MILLING FORCES FOR ALUMINUM." TRANSACTIONS OF SME-NAMRI 1(35): 417-424.

MALEKIAN, M., S. S. PARK, ET AL. (2009). "MODELING OF DYNAMIC MICRO-MILLING CUTTING FORCES." INTERNATIONAL JOURNAL OF MACHINE TOOLS AND MANUFACTURE 49(7-8): 586-598.

MASUZAWA, T. (2000). "STATE OF THE ART OF MICROMACHINING." CIRP ANNALS - MANUFACTURING TECHNOLOGY 49(2): 473-488.

MAUREL-PANTEL, A. (2009). ETUDE EXPERIMENTALE ET MODELISATION PAR ELEMENTS FINIS DU PROCEDE DE FRAISAGE : APPLICATIONS A L'IDENTIFICATION PARAMETRIQUE DES LOIS DE COMPORTEMENT.241

MCDOWELL, D. L. (2000). "MODELING AND EXPERIMENTS IN PLASTICITY." INTERNATIONAL JOURNAL OF SOLIDS AND STRUCTURES 37(1-2): 293-309.

MELKOTE, S., M. KUMAR, ET AL. (2009). "LASER ASSISTED MICRO-MILLING OF HARD-TO-MACHINE MATERIALS." CIRP ANNALS - MANUFACTURING TECHNOLOGY 58(1): 45-48.

MIAN, A. J., N. DRIVER, ET AL. (2010). ESTIMATION OF MINIMUM CHIP THICKNESS FOR MULTI-PHASE STEEL USING ACOUSTIC EMISSION SIGNALS. PROCEEDINGS OF THE 36TH INTERNATIONAL MATADOR CONFERENCE. S. HINDUJA AND L. LI, SPRINGER LONDON 10.1007/978-1-84996-432-6_45: 197-200.

MITSUMI INDUSTRIAL ENGRAVING CO., L. "FRAISE MITSUMI INDUSTRIAL ENGRAVING CO., LTD." [HTTP://WWW.KOKUIN.CO.JP/](http://www.kokuin.co.jp/), [HTTP://WWW.JIMTOF.ORG/DEU/EXHIBITOR_DETAILS.ASPX?ID=457676ED-DF61-42C9-8F61-FBCB16B7847D](http://www.jimtof.org/DEU/EXHIBITOR_DETAILS.ASPX?ID=457676ED-DF61-42C9-8F61-FBCB16B7847D).

MORIWAKI, T. (1989). "MACHINABILITY OF COPPER IN ULTRA-PRECISION MICRO DIAMOND CUTTING." CIRP ANNALS - MANUFACTURING TECHNOLOGY 38(1): 115-118.

MUSTAPHA, K. B. AND Z. W. ZHONG "A HYBRID ANALYTICAL MODEL FOR THE TRANSVERSE VIBRATION RESPONSE OF A MICRO-END MILL." MECHANICAL SYSTEMS AND SIGNAL PROCESSING 10.1016/J.YMSSP.2012.07.006(0).

NFE.66-520 "NORME DU COUPLE OUTIL-MATIÈRE."

OLUWAJOBI, A. O., A. O., ET AL. (2010). "ON MINIMUM DEPTH OF CUT IN NANOMACHINING." ADVANCES IN MANUFACTURING TECHNOLOGY [HTTP://EPRINTS.HUD.AC.UK/8763/](http://eprints.hud.ac.uk/8763/).

PARK, S. S. AND M. MALEKIAN (2009). "MECHANISTIC MODELING AND ACCURATE MEASUREMENT OF MICRO END MILLING FORCES." CIRP ANNALS - MANUFACTURING TECHNOLOGY 58(1): 49-52.

PHAM, D. T., S. S. DIMOV, ET AL. (2008). "EFFECTS OF MICROSTRUCTURE ON SURFACE ROUGHNESS AND BURR FORMATION IN MICROMILLING: A REVIEW." PROCEEDINGS OF THE 4-TH VIRTUAL INTERNATIONAL CONFERENCE ON INTELLIGENT PRODUCTION MACHINES AND SYSTEMS(IPROMS) CARDIFF, UK.

PHAM, D. T., A. M. ELKASEER, ET AL. (2009). "A. MICROMILLING OF COARSE-GRAINED AND ULTRAFINE-GRAINED CU99.9E: EFFECTS OF MATERIAL MICROSTRUCTURE ON MACHINING CONDITIONS AND SURFACE QUALITY." PROCEEDING OF ICOMM/4M KARLSRUHE, GERMANY.

POULACHON, G. (1999). ASPECTS PHENOMENOLOGIQUES, MECANIQUES ET METALLURGIQUES EN TOURNAGE C-BN DES ACIERS DURCIS. APPLICATION : USINABILITE DE L'ACIER 100CR6 1999 99 ENAM 0014: 164.248

RECH, J. (2002). "CONTRIBUTION A LA COMPREHENSION DES MODES D' ACTIONS TRIBOLOGIQUES ET THERMIQUES DES REVETEMENTS EN USINAGE."

RENISHAW TS27R TOOL SETTING PROBE INSTALLATION AND USER'S GUIDE, [HTTP://WWW.RENISHAW.COM/EN/TS27R-CONTACT-TOOL-SETTING-PROBE--6090](http://www.renishaw.com/en/ts27r-contact-tool-setting-probe--6090).[HTTP://WWW.RENISHAW.COM/EN/TS27R-CONTACT-TOOL-SETTING-PROBE--6090](http://www.renishaw.com/en/ts27r-contact-tool-setting-probe--6090).265

RICHTON, T., J. WEISS, ET AL. (2005). "BREAKDOWN OF AVALANCHE CRITICAL BEHAVIOUR IN POLYCRYSTALLINE PLASTICITY." NATURE MATERIALS 4(6): 465-469.

RUSNALDY, T. J. KO, ET AL. (2007). "MICRO-END-MILLING OF SINGLE-CRYSTAL SILICON." INTERNATIONAL JOURNAL OF MACHINE TOOLS AND MANUFACTURE.

SCHMITZ, T. L., J. COUEY, ET AL. (2007). "RUNOUT EFFECTS IN MILLING: SURFACE FINISH, SURFACE LOCATION ERROR, AND STABILITY." INTERNATIONAL JOURNAL OF MACHINE TOOLS AND MANUFACTURE 47(5): 841-851.

SCHUELER, G. M., J. ENGMANN, ET AL. (2010). BURR FORMATION AND SURFACE CHARACTERISTICS IN MICRO-END MILLING OF TITANIUM ALLOYS. BURRS - ANALYSIS, CONTROL AND REMOVAL. J. C. AURICH AND D. DORNFELD, SPRINGER BERLIN HEIDELBERG 10.1007/978-3-642-00568-8_14: 129-138.

SIMONEAU, A., E. NG, ET AL. (2006). "CHIP FORMATION DURING MICROSCALE CUTTING OF A MEDIUM CARBON STEEL." INTERNATIONAL JOURNAL OF MACHINE TOOLS AND MANUFACTURE 46(5): 467-481.

SIMONEAU, A., E. NG, ET AL. (2007). "GRAIN SIZE AND ORIENTATION EFFECTS WHEN MICRO CUTTING AISI 1045 STEEL." CIRP ANNALS - MANUFACTURING TECHNOLOGY 56(1): 57-60.

SOKOLOWSKI, A. P. (1955). "PRÄZISION IN DER METALLBEARBEITUNG " BERLIN:VEB VERLAG TECHNIK.

SON, S. M., H. S. LIM, ET AL. (2005). "EFFECTS OF THE FRICTION COEFFICIENT ON THE MINIMUM CUTTING THICKNESS IN MICRO CUTTING." INTERNATIONAL JOURNAL OF MACHINE TOOLS AND MANUFACTURE 45(4-5): 529-535.

TANIGUCHI, N. (1983). "CURRENT STATUS IN, AND FUTURE TRENDS OF, ULTRAPRECISION MACHINING AND ULTRAFINE MATERIALS PROCESSING." CIRP ANNALS - MANUFACTURING TECHNOLOGY 32(2): 573-582.

TANIGUCHI, N., S. KOHNO, ET AL. (1996). "NANOTECHNOLOGY. INTEGRATED PROCESSING SYSTEMS FOR ULTRA-PRECISION AND ULTRA-FINE PRODUCTS " OXFORD UNIVERSITY PRESS, [HTTP://WWW.oup.com/us/catalog/general/subject/physics/mesosopicphysicsnanotecHNOLOGY/?VIEW=USA&CI=9780198562832#AUTHOR_INFORMATION](http://www.oup.com/us/catalog/general/subject/physics/mesosopicphysicsnanotecHNOLOGY/?VIEW=USA&CI=9780198562832#AUTHOR_INFORMATION).

TANSEL, I. N., W. Y. BAO, ET AL. (2005). GENETIC TOOL MONITOR (GTM) FOR MICRO-END-MILLING OPERATIONS. KIDLINGTON, ROYAUME-UNI, ELSEVIER.

TLUSTY, J. AND P. MACNEIL (1975). "DYNAMICS OF CUTTING FORCES IN END MILLING." ANNALS OF THE CIRP 24 1: 21-25.

TROMBERT, C. (1998). USINABILITE DES ACIERS INOXYDABLES. MATERIAUX METALLIQUES T. D. L'INGENIEUR. PARIS, FRANCE. VOL. MC2.236

UHLMANN, E. AND K. SCHAUER (2005). "DYNAMIC LOAD AND STRAIN ANALYSIS FOR THE OPTIMIZATION OF MICRO END MILLS." CIRP ANNALS - MANUFACTURING TECHNOLOGY 54(1): 75-78.

VERWYS, B. (2009). "3 WAYS TO MEASURE MICROPARTS." [HTTP://WWW.MICROMANUFACTURING.COM/CONTENT/3-WAYS-MEASURE-MICROPARTSFROM](http://www.micromanufacturing.com/content/3-ways-measure-micropartsfrom) [HTTP://WWW.MICROMANUFACTURING.COM/CONTENT/3-WAYS-MEASURE-MICROPARTS](http://www.micromanufacturing.com/content/3-ways-measure-microparts).

VOGLER, M. P., R. E. DEVOR, ET AL. (2003). "MICROSTRUCTURE-LEVEL FORCE PREDICTION MODEL FOR MICRO-MILLING OF MULTI-PHASE MATERIALS." JOURNAL OF MANUFACTURING SCIENCE AND ENGINEERING 125(2): 202-209.

VOGLER, M. P., R. E. DEVOR, ET AL. (2004). "ON THE MODELING AND ANALYSIS OF MACHINING PERFORMANCE IN MICRO-ENDMILLING, PART I: SURFACE GENERATION." JOURNAL OF MANUFACTURING SCIENCE AND ENGINEERING 126(4): 685-694.

WALDORF, D. J., R. E. DEVOR, ET AL. (1998). "A SLIP-LINE FIELD FOR PLOUGHING DURING ORTHOGONAL CUTTING." JOURNAL OF MANUFACTURING SCIENCE AND ENGINEERING 120(4): 693-699.

WANG, J., Y. GONG, ET AL. (2007). "SURFACE GENERATION ANALYSIS IN MICRO END – MILLING CONSIDERING THE INFLUENCES OF GRAIN." DESIGN, TEST, INTERGRATION AND PAKAGING FOR MEMS/MOEMS CONFERENCE, STRESA, ITALY.

WANG, J., Y. GONG, ET AL. (2008). "SURFACE GENERATION ANALYSIS IN MICRO END-MILLING CONSIDERING THE INFLUENCES OF GRAIN." MICROSYSTEM TECHNOLOGIES 14(7): 937-942.

WEISS, J., F. LOUCHET, ET AL. (2007). "LA LOI DE HALL-PETCH ENFIN ELUCIDEE !" LE JOURNAL DU CNRS 204.

WOLF, G. (1973). "MACHINING OF X 2 CRNI 18 9 STEEL - CUTTING PROCESS IN THE MICROSTRUCTURE; VARIATION OF THE TIP RADIUS
ZERSPANEN VON STAHL X 2 CRNI 18 9 - SCHNITTVORGANG IM FEINGEFÜGE." ENCYCLOPAEDIA CINEMATOGRAFICA E2139.

WWW.PXPRECIMET.CH "SELECTION DE FICHES TECHNIQUES." [HTTP://WWW.PXPRECIMET.CH/DATA/DOCUMENTS/FICHES-TECHNIQUES/FR/LISTE-COMLETE-ALLIAGE.PDF](http://www.pxprecimet.ch/data/documents/fiches-techniques/fr/liste-complete-alliage.pdf).

YUN, H. T., S. HEO, ET AL. (2011). "PLOUGHING DETECTION IN MICROMILLING PROCESSES USING THE CUTTING FORCE SIGNAL." INTERNATIONAL JOURNAL OF MACHINE TOOLS AND MANUFACTURE 51(5): 377-382.

CHAPITRE 2

OBJETS DE L'ETUDE

2. OBJETS DE L'ETUDE.....	- 87 -
2.1. INTRODUCTION	- 87 -
2.2. MATERIAU COUPE : ACIER 316L.....	- 87 -
2.2.1. <i>Présentation des nuances</i>	- 87 -
2.2.2. <i>Caractérisations</i>	- 92 -
2.2.2.1. Chimique	- 92 -
2.2.2.2. Métallurgique	- 100 -
2.2.2.3. Mécanique	- 102 -
2.2.2.4. Usinage	- 105 -
2.2.2.5. Synthèse des caractéristiques comparées des 3 nuances.....	- 107 -
2.2.2.6. Effet d'échelle sur l'acier 316L.....	- 108 -
2.2.2.7. Conclusion	- 116 -
2.2.3. <i>Eprouvettes pour les essais de micro-fraisage</i>	- 116 -
2.2.4. <i>Conclusion</i>	- 119 -
2.3. FRAISES.....	- 120 -
2.3.1. <i>Présentation</i>	- 120 -
2.3.2. <i>Fabrication</i>	- 121 -
2.3.3. <i>Paramètres de coupe</i>	- 123 -
2.3.4. <i>Caractérisation des géométries de coupe</i>	- 124 -
2.3.5. <i>Conclusion</i>	- 128 -
2.4. CONCLUSION	- 128 -

2. Objets de l'étude

2.1. Introduction

Les éléments principaux d'une opération de fraisage sont la fraise, le matériau travaillé et le fluide de coupe. Ces trois paramètres font l'objet dans ce chapitre d'études découplées.

Les paramètres expérimentaux utilisés pour les essais sont :

- trois nuances d'acier 316L (HM, ICH, ESR),
- deux références de fraise (D3Z2, D0.5Z2),
- une référence de fluide de coupe : huile entière (Blasocut 15).

2.2. Matériau coupé : Acier 316L

2.2.1. Présentation des nuances

L'étude est ciblée pour le secteur de l'horlogerie et du médical. Le matériau utilisé est un acier inoxydable austénitique au molybdène de type 316L, recherché pour ses propriétés de résistance mécanique, de résistance à la corrosion, d'aptitude au polissage et de biocompatibilité (faible taux de relargage de nickel $< 0.5 \mu\text{g}/\text{cm}^2/\text{semaine}$). Ce matériau est considéré comme réfractaire (20x moins conducteur qu'un acier standard) et réputé facilement écrouissable. Son usinabilité peut être qualifiée de médiocre.

La société Ugitech fabrique et commercialise une gamme d'acier 316L dans des nuances et des formats variables (Fig. 2-1). Elle fournit les 3 nuances d'acier 316L dont l'intérêt respectif est présenté par la suite et utilisées dans l'étude sous la dénomination suivante :

- HM pour la référence 1.4404 UGIMA®2,
- ICH pour la référence 1.4435 UGIMA®,
- ESR pour la référence 1.4441 UGIPURE®.

Les propriétés essentiellement visées pour ces aciers 316L est la résistance à la corrosion (ex : sueur de la peau) la non allergie au contact de la peau (relargage minimum de nickel) et si possible l'usinabilité.

La Fig. 2-2 présente la documentation commerciale présentant ces propriétés.

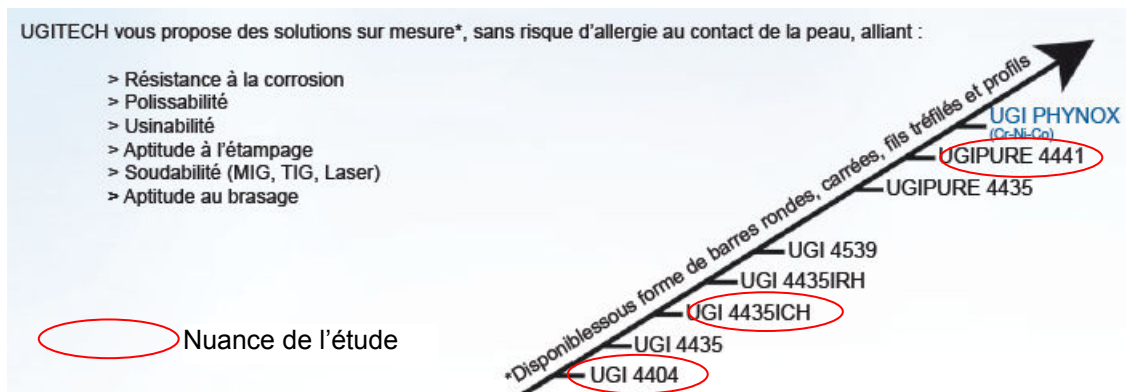


Fig. 2-1 Gamme d'acier 316L proposé par UGITECH

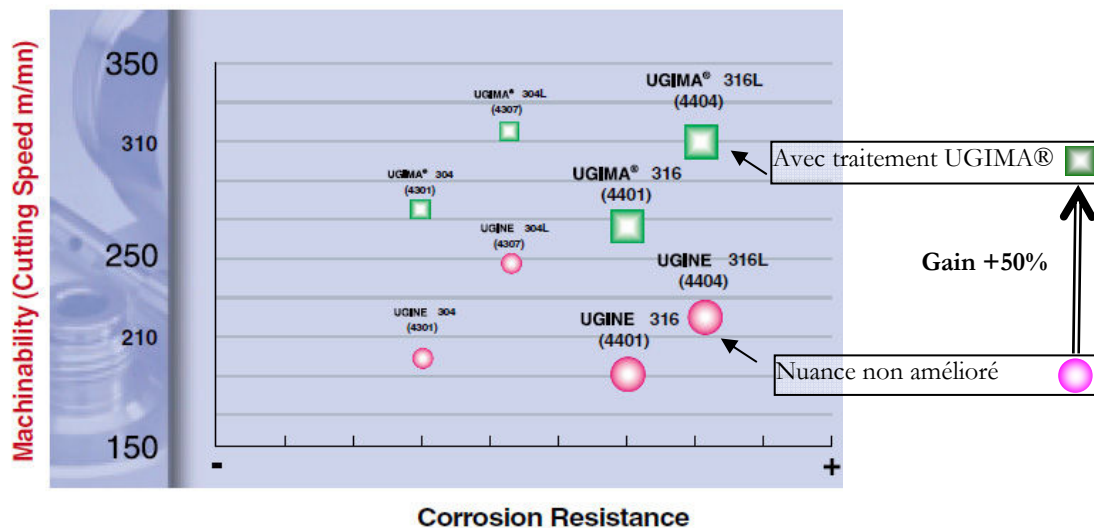
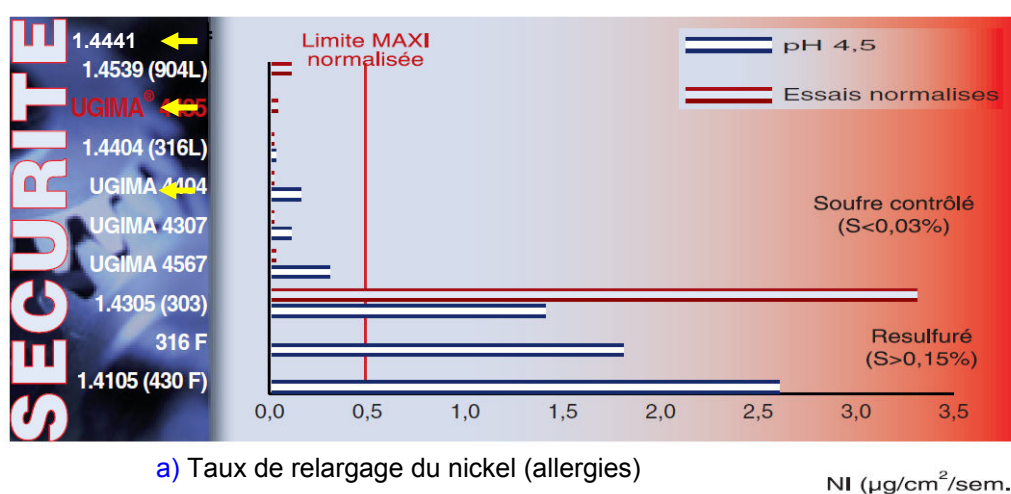


Fig. 2-2 Positionnement des nuances d'acier 316L

suyant **a)** Taux de relargage de Ni, **b)** Résistance à la corrosion (source UGITECH)

Population inclusionnaire et choix des 3 nuances

Le mode d'élaboration UGIMA® est un procédé breveté qui consiste à maîtriser l'état inclusionnaire du produit pendant son élaboration (Tab. 2-1). L'amélioration de l'usinabilité passe par un contrôle des oxydes dits « oxydes Ugima » (silicate de chaux). Cette amélioration de l'usinabilité est comparable à l'action du soufre ((lubrification interne au matériau, fragmentation des copeaux) sans en avoir les inconvénients (diminution de la résistance à la corrosion). Les références UGIMA® correspondent au “must” de l'usinabilité. Les précipités et oxydes sont contrôlés et maîtrisés en nature et en quantité avant la coulée continue. L'usinabilité à l'échelle macro en est améliorée. L'accroissement possible de Vc de +15% à +50% augmente la productivité en décolletage.

UGIMA®	La gamme de nuances à usinabilité améliorée reconnue par les utilisateurs. Ce procédé offre des conditions de coupe et des niveaux d'usure d'outils incomparables sans affecter les propriétés intrinsèques des nuances. Quarante nuances sont disponibles en version UGIMA®.
UGIMA2®	La nouvelle génération d'UGIMA® qui améliore encore la productivité des nuances 1.4305, 1.4404, 1.4307.
UGIPURE®	Obtenu par refusion ESR ^(*) , ces produits inoxydables et réfractaires à structure et propreté améliorées, répondent aux exigences les plus élevées des débouchés à haute technologie.

Tab. 2-1 Différentes dénominations commerciales des nuances d'acier 316L (UGITECH)

() : La refusion ESR (Electro-Slag Remelting soit RSLE en français pour Refusion Sous Laitier Electro-conducteur) consiste à refondre verticalement un lingot ou un bloom appelée électrode, par passage d'un courant électrique de forte intensité qui traverse un laitier liquide, lui même électro-conducteur à haute température (1500 °C). Les gouttes de métal liquide qui tombent de la surface inférieure de l'électrode, traversent le laitier puis se rassemblent dans une lingotière dont les parois sont refroidies avec de l'eau, se solidifient et forment ainsi le bloom de métal refondu. C'est un procédé relativement lent (de l'ordre de 500 Kg/heure) mais très stable, ce qui assure la qualité chimique du produit refondu.*

La nuance HM bénéficie de la dernière évolution du procédé d'élaboration nommé UGIMA2®. C'est la nuance de référence dans l'étude. HM sont les initiales pour « High Machinability ».

La nuance ICH est utilisée par l'industrie des composants horlogers (bracelets de montre, boîte de montre, ...). C'est une nuance plus dure, destinée à être polie. La présence de ferrite est néfaste pour

l'aspect des surfaces polies. Sa présence aux joints de grains provoque des « queues de comète » lors du polissage. La nuance ICH est proche de la nuance HM, avec quelques différences :

- sur le taux de ferrite résiduel (- de 1% contre quelques %),
- sur les pourcentages des compositions chimiques (Ni, Cr, Mo),
- sur le diagramme de fragmentation des copeaux (légères différences),
- sur la teneur en soufre (0.020% contre 0.028%),
- moins bonne usinabilité (- 10%) lors de l'essai d'usure VB₁₅ en tournage,
- son prix +15%.

D'après les données d'essai en tournage (source [Ugitech](#)), la nuance ICH a une usinabilité moins bonne que celle de la nuance HM mais reste supérieure à celle de la nuance ESR.

Le terme ESR utilisé dans l'étude pour désigner la nuance 1.4441 est un abus de langage. La nuance ESR fait partie de la gamme d'acier 316L UGIPURE®. La structure et la propreté des aciers de cette gamme sont améliorées pour répondre aux exigences les plus élevées des débouchés à haute technologie. Cette nuance est particulièrement employée pour les implants destinées à la chirurgie suivant les normes médicales (ISO 5832, ASTM F1586, NF S94-051, BS 7252).

Les oxydes ne sont pas contrôlés en nature mais en teneur, le niveau doit être le plus bas possible. Pour ce faire, les aciers de cette gamme sont obtenus par refusion du bloom de coulée continue sous laitier électro-conducteur nommé ESR (Electro Slag Remelting). Ce procédé suit le procédé d'obtention de l'acier servant pour les nuances HM et ICH.

Le [Tab. 2-2](#) présente les 3 nuances retenues pour l'étude.

Dénomination Ugitech	UGIMA® 4404HM	UGIMA® 4435 ICH	UGIPURE®
Désignation DIN	1.4404	1.4435	1.4441
Désignation ISO	X2CrNiMo17-12-2	X2CrNiMo18-14-3	X2CrNiMo16-15-4
Désignation AISI	316L		
Prix / tonne (2009)	3 542 €	4 087 €	Non communiqué
Appellation dans l'étude	HM	ICH	ESR

Tab. 2-2 Présentation des 3 nuances d'acier 316L utilisées dans l'étude

Format du brut

L'acier inoxydable 316L est distribué sous forme de barres (● 1.5 à 250 mm; ◆ ■ 2 à 57 mm) ou de billettes (■ 50 à 140 mm). Ce sont des formats de type « produits longs ». D'autres formats sont disponibles (fils, profilés, produits plats) mais sont hors cadre de l'étude qui vise l'usinage du matériau en tant que tel. L'influence du choix du format, en particulier dans le cadre de l'usinage de bracelet de montre, pourrait être un prolongement de l'étude. Le procédé d'élaboration du produit semi-fini influence la microstructure du matériau.

Après l'affinage d'une tonne d'acier 316L, la coulée continue forme un bloom de 205x205x3000 mm. Pour la nuance 1.4441, le bloom est refondu, affiné, et subit une seconde solidification. Le bloom issu de la 1^{ère} ou 2^{ème} fusion est traité thermiquement puis laminé au format souhaité. Avant expédition chez le client, la barre est redressée. Le matériau est livré à l'état de « barre noire » de dimensions D73 x 500 mm (Fig. 2-3). Le terme « barre noire » est un terme métier, correspondant à l'effet du laminage à chaud qui crée une croûte liée à la perte au feu de l'acier et provoque une décarburation en surface du matériau. Cette croûte est impropre à l'usinage. La barre montre un taux d'écrouissage et de contraintes internes variables d'une nuance à l'autre.

La taille de grain de l'acier 316L n'est pas modifiable en affinage mais est modifiée par déformation. Pour la nuance ESR, la taille de grain peut être influencée par le double passage à l'état liquide lors de son élaboration. Initialement c'est la même que les nuances HM et ICH.

En micro usinage, existe-t-il un intérêt à travailler avec un acier à usinabilité améliorée et oxydes contrôlés ?

La comparaison des résultats expérimentaux entre les nuances HM et ESR permet d'étudier l'effet de la population inclusionnaire sur la coupe à l'échelle micro. A pourcentage massique donné, la taille et la répartition des spécimens de la population inclusionnaire ne peuvent pas être maîtrisées.

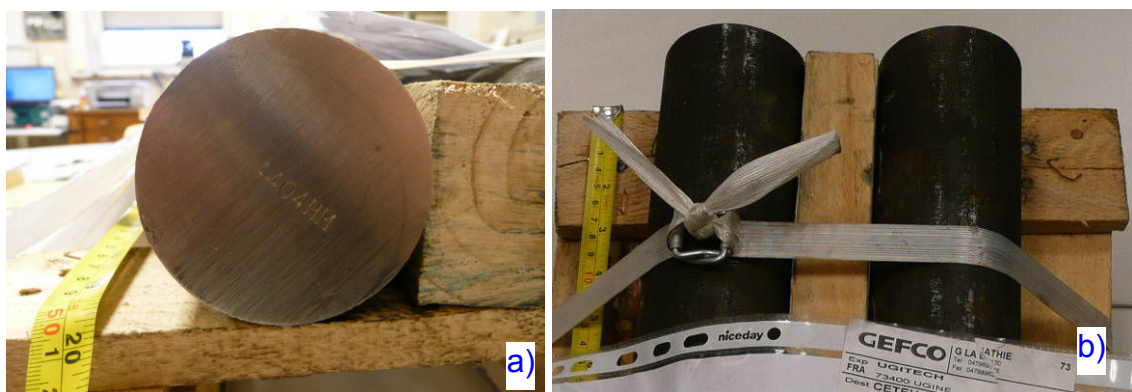


Fig. 2-3 Acier 316L HM à l'état de livraison D73 x L500 mm

Lors du laminage le fort taux de réduction de la section modifie la microstructure par un écrouissage anisotrope suivant la direction de laminage:

- écrasement des grains modifiant leur taille,
- allongement des précipités pouvant aller jusqu'à leur globulisation.

Les caractéristiques matériaux des nuances de l'étude correspondent à l'état de livraison et ne sont pas modifiées, si ce n'est lors de la préparation des éprouvettes.

2.2.2. Caractérisations

La caractérisation du matériau coupé permet d'évaluer les influences sur la coupe :

- de la direction de laminage vis-à-vis du fraisage 3D d'une pièce,
- de la dureté : traduisant la contrainte d'écoulement du matériau et donc des forces de coupe,
- de la taille de grain sur la section coupée,
- de la population inclusionnaire sur l'usinabilité,
- du module élastique sur la ZCT (valeur de Hr hauteur du retour élastique sur l'outil).

Les fiches de coulées sont disponibles en annexes [\[A2-1, A2-2, A2-3\]](#). Certaines caractéristiques non analysées dans l'étude en sont issues. Les résultats trouvés lors des caractérisations sont conformes aux données disponibles dans les fiches de coulées.

2.2.2.1. Chimique

L'analyse de la composition chimique globale se fait par spectrométrie par étincelage au hasard sur la section, et de manière très localisée par EDS. Certaines caractéristiques mécaniques sont évaluées par ultrasons.

La filiation de dureté est pratiquée sur un rayon, depuis le coeur jusqu'au D72 sur une section de la barre dressée. La dureté dépend de la charge appliquée. Sous 30 Kg (HV_{30}) c'est une dureté à l'échelle macro, l'empreinte laissée par la pointe de diamant est large et moyenne les effets locaux. Sous 50 gr (HV_{50gr}), c'est une micro dureté. L'échantillon doit être poli pour que, ni la rugosité, ni la difficulté de mesurer l'empreinte n'influent la valeur de la micro dureté.

L'analyse d'une image de coupe polie permet d'identifier les inclusions (oxydes, sulfures), et l'analyse EDS d'en connaître leur composition.

La microstructure est révélée par attaque chimique de la surface préalablement polie et observée au microscope.

La caractérisation du matériau doit se faire dans deux directions : suivant le sens T (transverse) et suivant le sens L (longitudinal) à la direction de laminage. Une filiation de dureté, une analyse

micrographique et microstructurale sont conduites sur chacune des 3 nuances. La Fig. 2-4 présente l'ensemble des essais de caractérisations pratiqués sur la nuance HM.

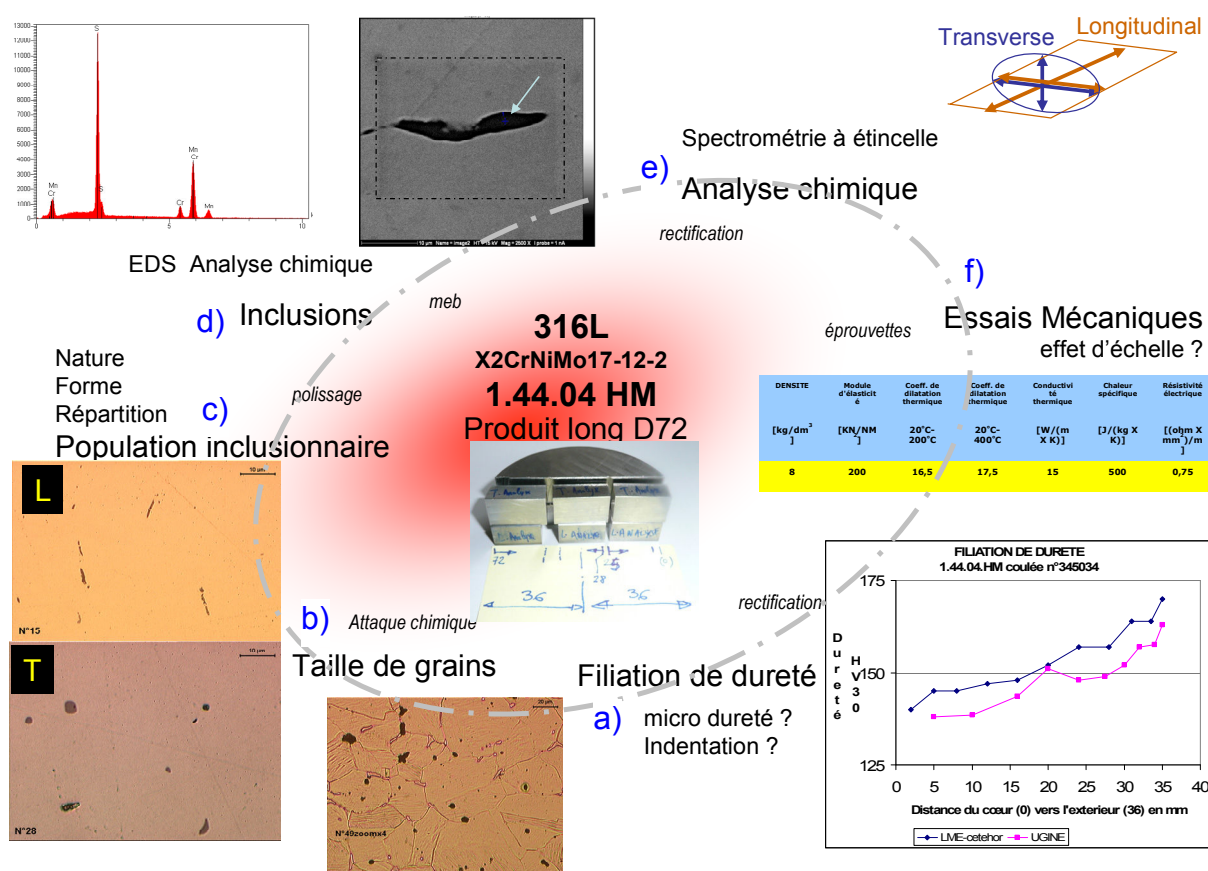


Fig. 2-4 Ensemble des essais de caractérisation sur le matériau coupé

Préparation des échantillons

Pour chaque nuance, six échantillons sont prélevés et gravés (pour les identifier dans la barre) à coeur, au milieu et vers l'extérieur, dans les sens transverse (T) et longitudinal (L) au sens du laminage (Fig. 2-5-a). Chaque échantillon est enrobé à chaud dans un diamètre 25mm puis poli (Fig. 2-5-b) et observé au microscope (Fig. 2-5-c).

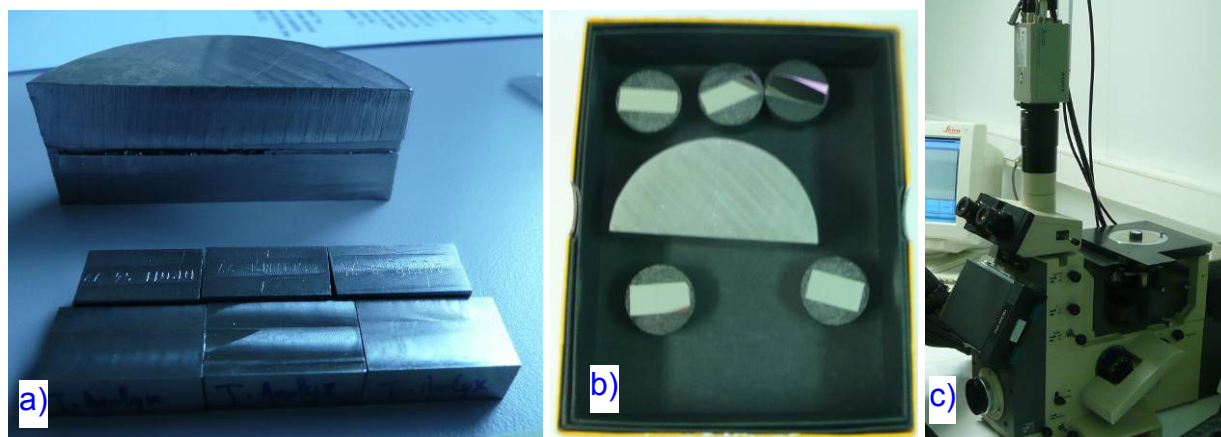


Fig. 2-5 Echantillons pour caractérisation (sens T et L) :

- a) prélèvement dans la barre, b) enrobage à chaud et polissage,
c) observations au microscope métallographique

Composition chimique

Les résultats des analyses pour les 3 nuances sont présentés dans la Fig. 2-6.

a) Analyse chimique en %		Cr	Ni	Mo	Mn	Si	Cu	Nb	N	S (ppm)	Al (ppm)	Ti (ppm)	C
n° coulée	nuance												
345034	HM	16.59	11.13	2.019	1.294	0.503	0.5	0.038	0.032	315	40	20	0.022
843024	ICH	17.13	12.53	2.526	1.566	0.426	0.338	0.015	0.033	193	2	4	0.021
823903	ESR	17.59	14.83	2.711	1.852	0.517	0.176	0.009	0.081	8	32	2	0.021

b) Composition des Sulfures en %		Mn	S	Cr	Ca	Ti	Fe	Cr/S
n° coulée	nuance							
345034	HM	51.8	38.9	7.25	0.28	0.21		0.14
843024	ICH	61.41	32.71	4.46	0.24	0.22	0.96	0.14
823903	ESR	-	-	-	-	-	-	-

c) Composition des Oxydes de type 1 en %		Al ₂ O ₃	SiO ₂	CaO	MnO	Cr ₂ O ₃	FeO	MgO	TiO ₂	Nb Ox
n° coulée	nuance									
345034	HM	32.67	26.8	31.8	3.21	1.22	1.98	1.74	0.58	13/13
843024	ICH	33.9	24.8	37.9	0.4	0.4	0.8	1.2	0.3	15 / 15
823903	ESR	37.3	0.5	56	0.2	1.1	3	1.4	0.3	12/15

Fig. 2-6 Compositions chimiques des trois nuances d'acier 316L

- a) analyse des compositions chimiques par spectrométrie par étincelage, b) et c) données UGITECH

Les différences entre les nuances au § 2.2, se retrouvent au travers des résultats des caractérisations des trois lots « matière » disponibles pour l'étude. Les comparaisons permettent d'analyser :

- la composition chimique mesurée : correspond à celle de la fiche de coulée,

- Fig. 2-7-a : les teneurs en éléments principaux (Cr, Ni, MO) vont en croissant entre les nuances HM, ICH, ESR,
- Fig. 2-7-b : les sulfures sont totalement absents dans la nuance ESR. Ils sont de même nature (compositions en %) entre les nuances HM et ICH, mais il y a moins de soufre et de cuivre favorisant l'usinabilité dans la nuance ICH (Fig. 2-7-c),
- Fig. 2-7-d-e : les oxydes sont contrôlés avec du calcium pour la nuance ESR.

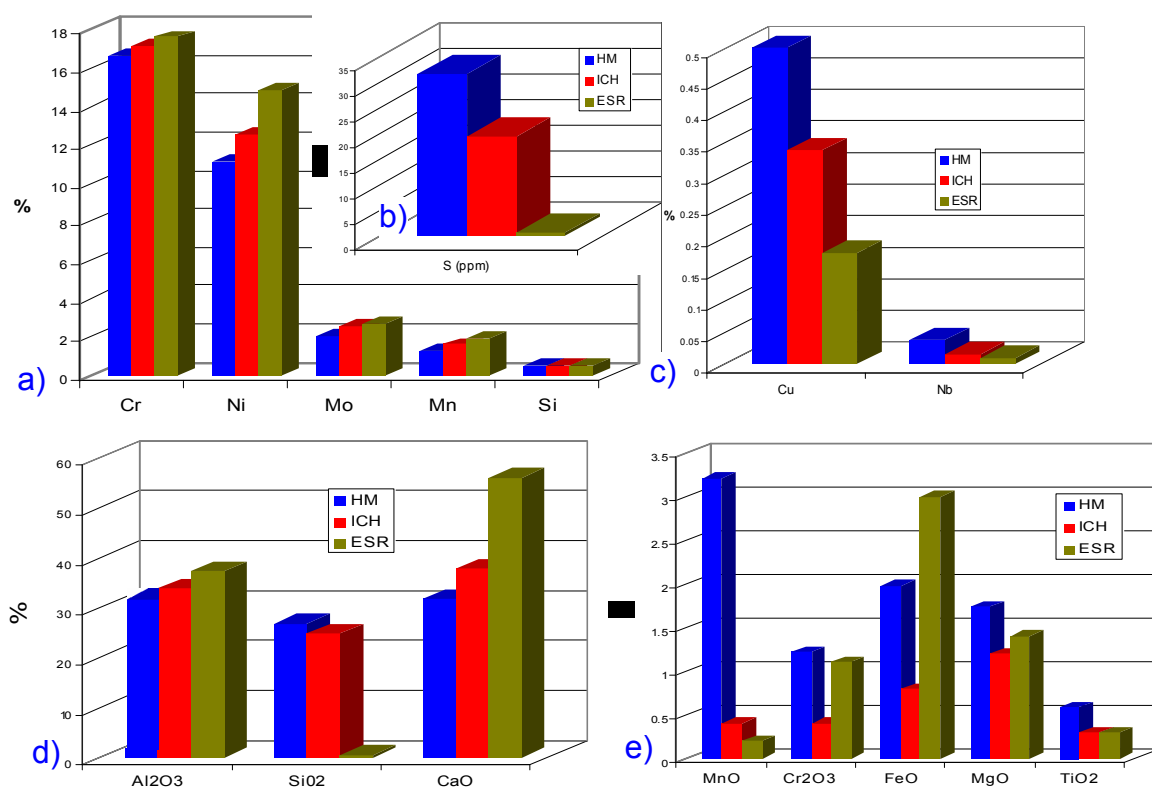


Fig. 2-7 Comparaison pour les trois nuances d'acier 316L :

- a) teneurs des éléments principaux, b) teneur en soufre,
c) éléments secondaires, d) et e) composition des oxydes

Analyse de la population inclusionnaire

Pour caractériser les inclusions et les oxydes, après polissage et nettoyage, les échantillons sont observés. L'analyse d'image permet d'identifier les sulfures (forme, nombre, dispersion) avec un microscope inversé (microscope métallographique Fig. 2-5-c). Les oxydes de plus petites tailles s'observent au MEB (Fig. 2-8-a). Le balayage du MEB pollue la zone analysée (rectangle gris foncé Fig. 2-8-b). Une analyse EDS sur les inclusions (oxydes, sulfures) permet d'en connaître la composition chimique (Fig. 2-8-c). La zone d'analyse EDS couvre une zone minimum de 1 μm^2 . La matrice et l'oxyde réagissent sous l'action de la sonde EDS et l'analyse EDS (Fig. 2-8-e) est brouillée.

Comment reconnaître les inclusions ?

Préalablement, choisir le bon grossissement afin d'être suffisamment discriminatif. Pour identifier les inclusions, une analyse se fait :

- par la couleur : les différences de contraste entre les éléments singuliers observés sur une image permettent de distinguer des inclusions (gris homogène), des résidus de polissage (plutôt noir) ou d'autres particules,
- par le contour : contour fermé sans points de rebroussement du à la précipitation des sulfures sous forme globulaire lors de l'élaboration de l'alliage,
- par la forme : soit allongée en sens L, soit plutôt circulaire en sens T de laminage de la barre, traduisant le taux d'écrouissage anisotrope.

Dans la nuance HM, les inclusions (sulfure de manganèse) dans la matrice métallique sont plutôt de couleur grisâtre homogène du bord jusqu'au cœur (Fig. 2-9). Le format numérique de l'image ne retranscrit pas correctement ces nuances de couleurs. Il faut privilégier une observation optique directe, avec un grossissement adapté. Le fond de l'image est souvent assez orangé à cause de la balance des blancs. Les différences de couleur du fond d'image (plus ou moins orangés) viennent des réglages d'exposition différents. Une erreur systématique est présente sur les images optiques due à des salissures sur le miroir de renvoi interne du microscope inversé. Les Fig. 2-9-T0, L0 servent de références.

Dans le sens L, les inclusions sont allongées et ont tendance à être alignées (Fig. 2-9 L1). Dans le sens T à faible grossissement (x5) les inclusions semblent absentes, il faut agrandir (x20) pour les identifier comme des ronds (Fig. 2-9-T1). L'inclusion peut être de grande dimension. Elle peut être l'unique spécimen dans le champ observé, (Fig. 2-9 T2-T3, L2-L3).

La répartition n'est pas homogène, ni en taille, ni en densité. Le sens de laminage est visible car l'écrouissage allonge les inclusions. Elles sont continues et très peu globulisées, le taux d'écrouissage n'étant pas suffisant. La taille de ces inclusions est globalement inférieure à 10 μm (5 μm en moyenne). Ces inclusions sont principalement des sulfures de manganèse (MnS) et quelques oxydes de taille plus petite et beaucoup moins nombreux et de nature difficilement identifiable avec les moyens de l'étude (Ca, Al, Si). Les observations sont similaires pour la nuance ICH (Fig. 2-10-a). Pour la nuance ESR, il n'y a pas d'inclusions observables au microscope optique (Fig. 2-10-b). Au MEB, elles sont peu nombreuses et difficiles à trouver.

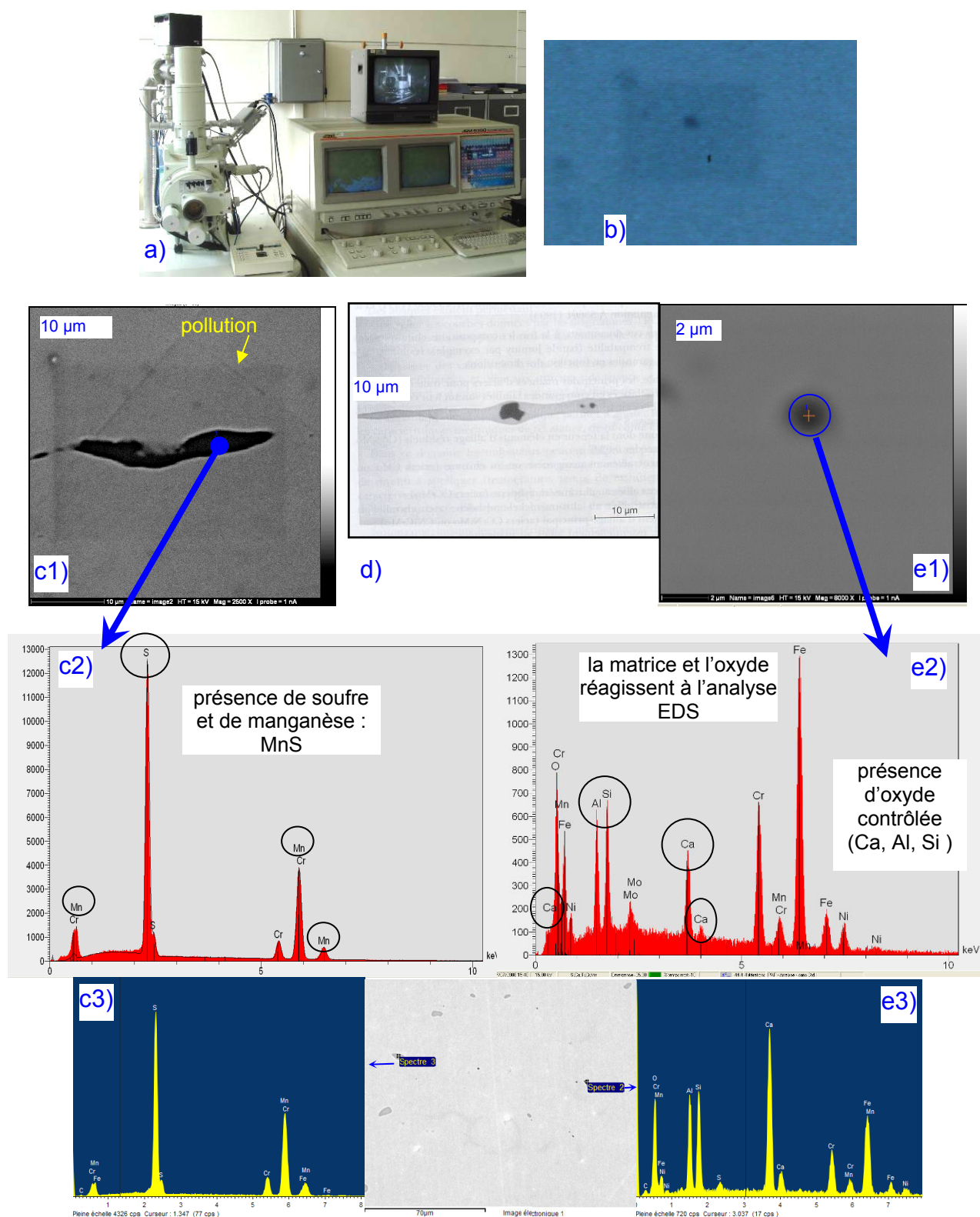


Fig. 2-8 Observation au MEB et analyse EDS des inclusions dans la nuance HM

a) MEB (JSM-6300 JEOL) utilisé avec sonde d'analyse EDS, b) pollution de la zone de balayage, c) sulfure, d) exemple d'un oxyde enrobé d'un sulfure MnS (ANNE AND CLEMENT 2009), e) oxydes

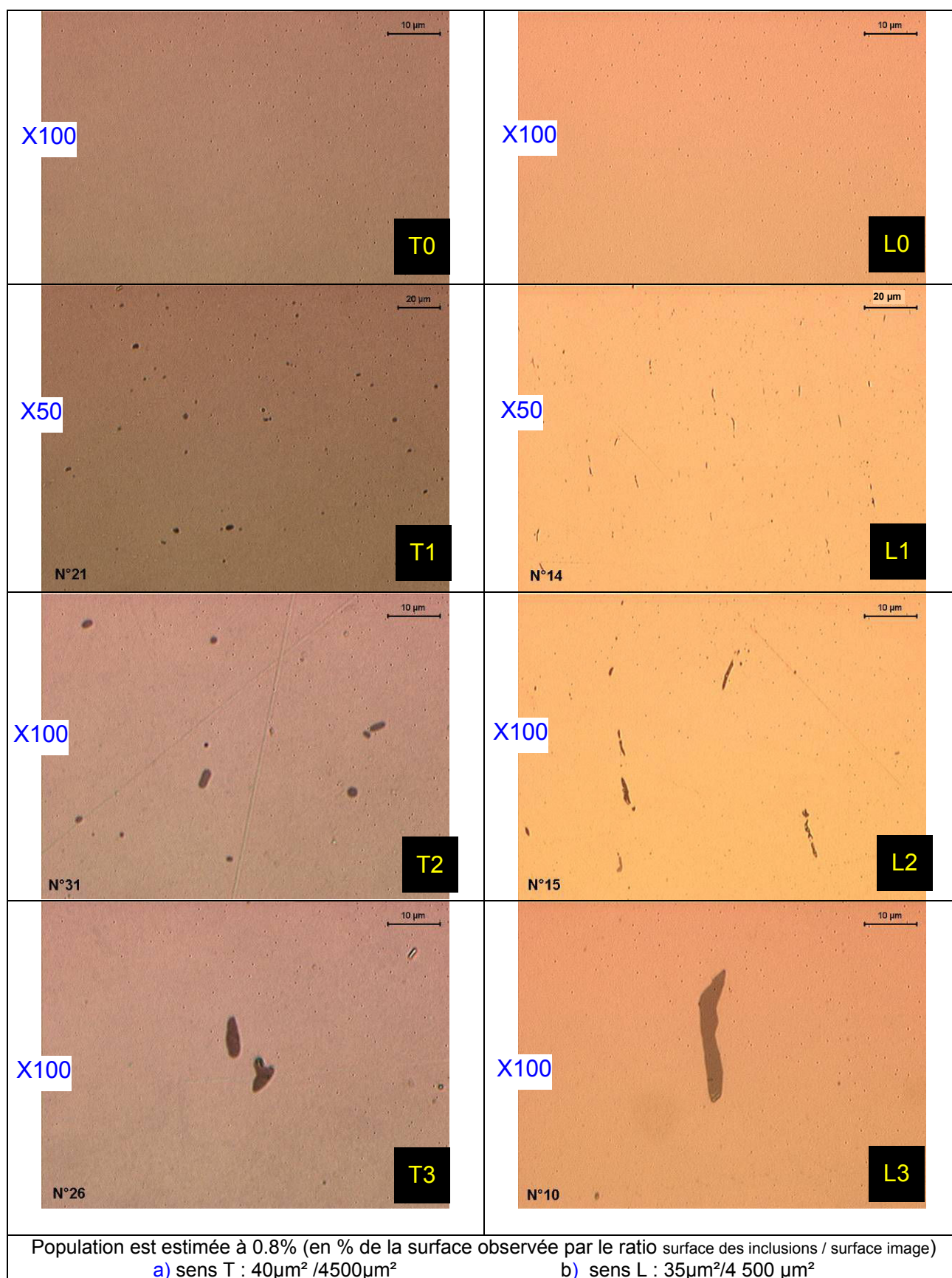


Fig. 2-9 Analyse micrographique de la population inclusionnaire dans les sens T et L nuance HM

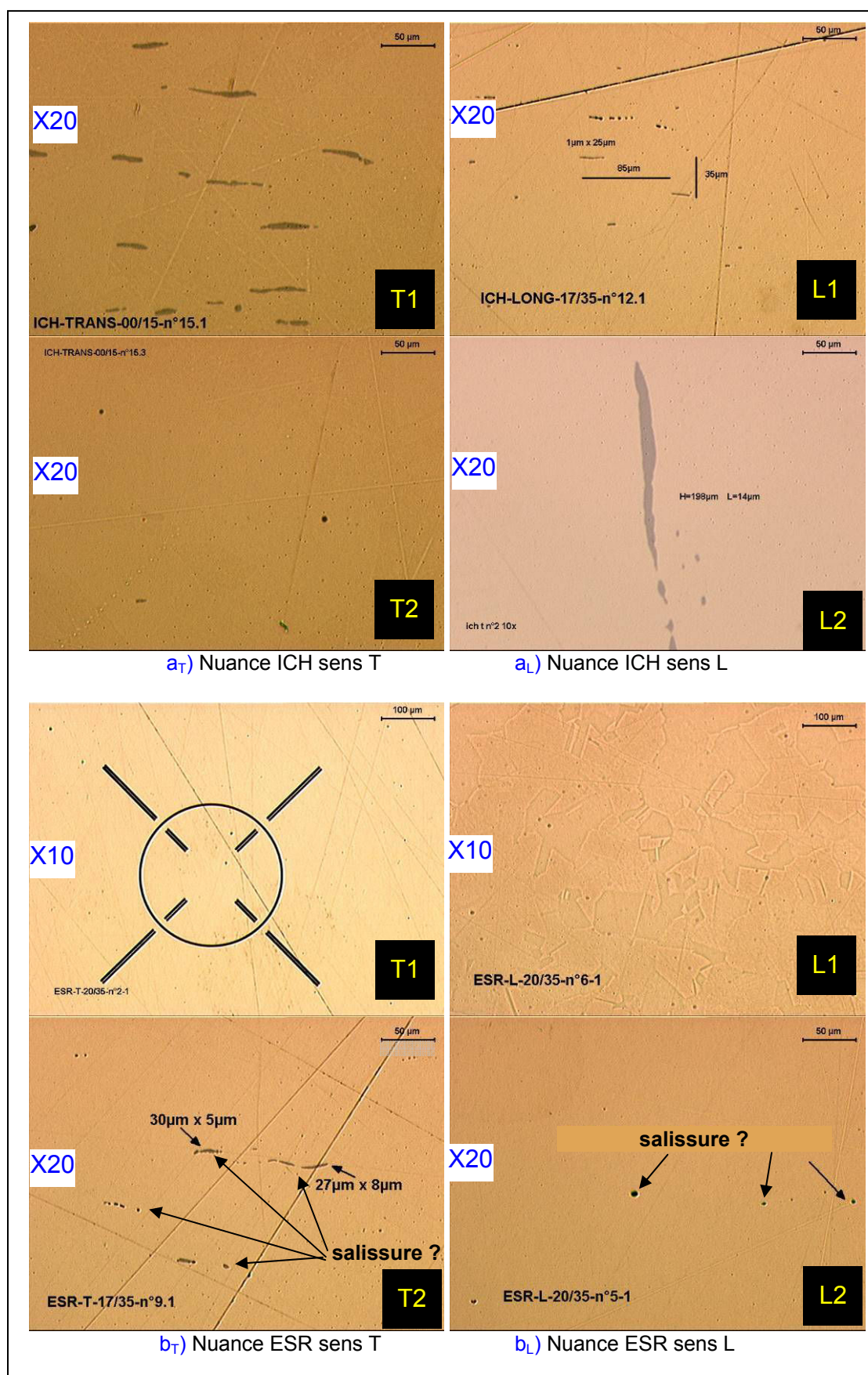


Fig. 2-10 Observation après polissage de la population inclusionnaire suivant les sens T et L

a) nuance ICH, b) nuance ESR

2.2.2.2. Métallurgique

Analyse de la microstructure

Pour révéler la microstructure, les échantillons polis sont attaqués chimiquement. Dans le cas d'une préparation pour une nano indentation, l'attaque doit être très légère (courte durée) juste faire apparaître les joints de grain. Dans le cas d'une préparation pour une analyse micrographique permettant de révéler les joints de grain, les grains et les orientations cristallines, l'attaque doit être plus accentuée (durée d'application du réactif d'attaque plus long). L'attaque chimique modifie plus ou moins profondément la surface de l'échantillon en fonction de la microstructure. La reconstruction en 3D de l'image de cette surface (avec Alicona) permet une analyse plus ergonomique et complémentaire.

Pour la nuance HM (Fig. 2-11) du fer en phase delta (ferrite) est analysée aux joints de grain. La transformation austénitique est incomplète (taux de nickel pas assez important). Ce qui n'est pas le cas pour les nuances ICH (Fig. 2-12) et ESR (Fig. 2-13). La ferrite est nuisible au polissage et donc exclue de ces nuances. La micrographie permet de mesurer la taille des grains. La taille moyenne des grains est estimée en comptant le nombre de joint sur un segment de longueur connue. Les mesures donnent :

	HM	ICH	ESR
Taille de grain en μm	50 à 70	40 à 60	30 à 50

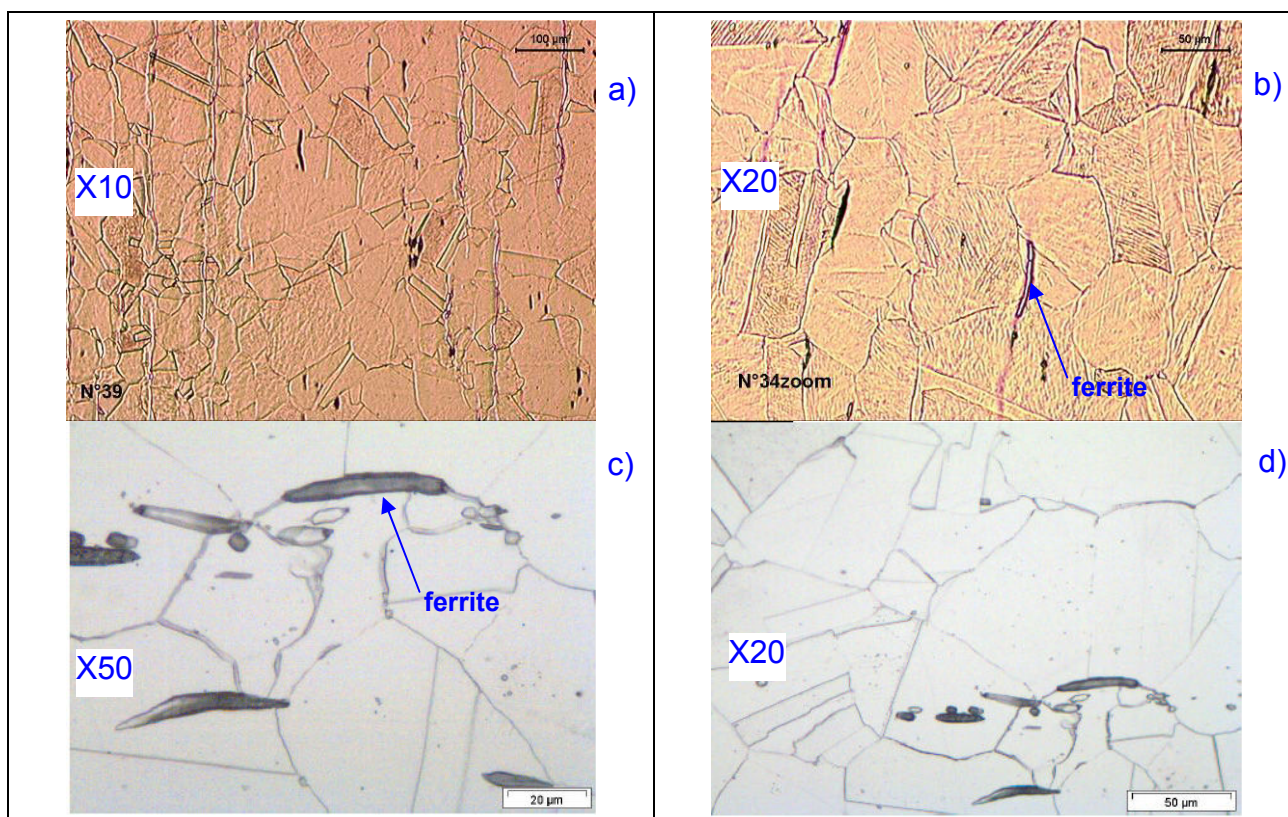


Fig. 2-11 Microstructure de la nuance HM

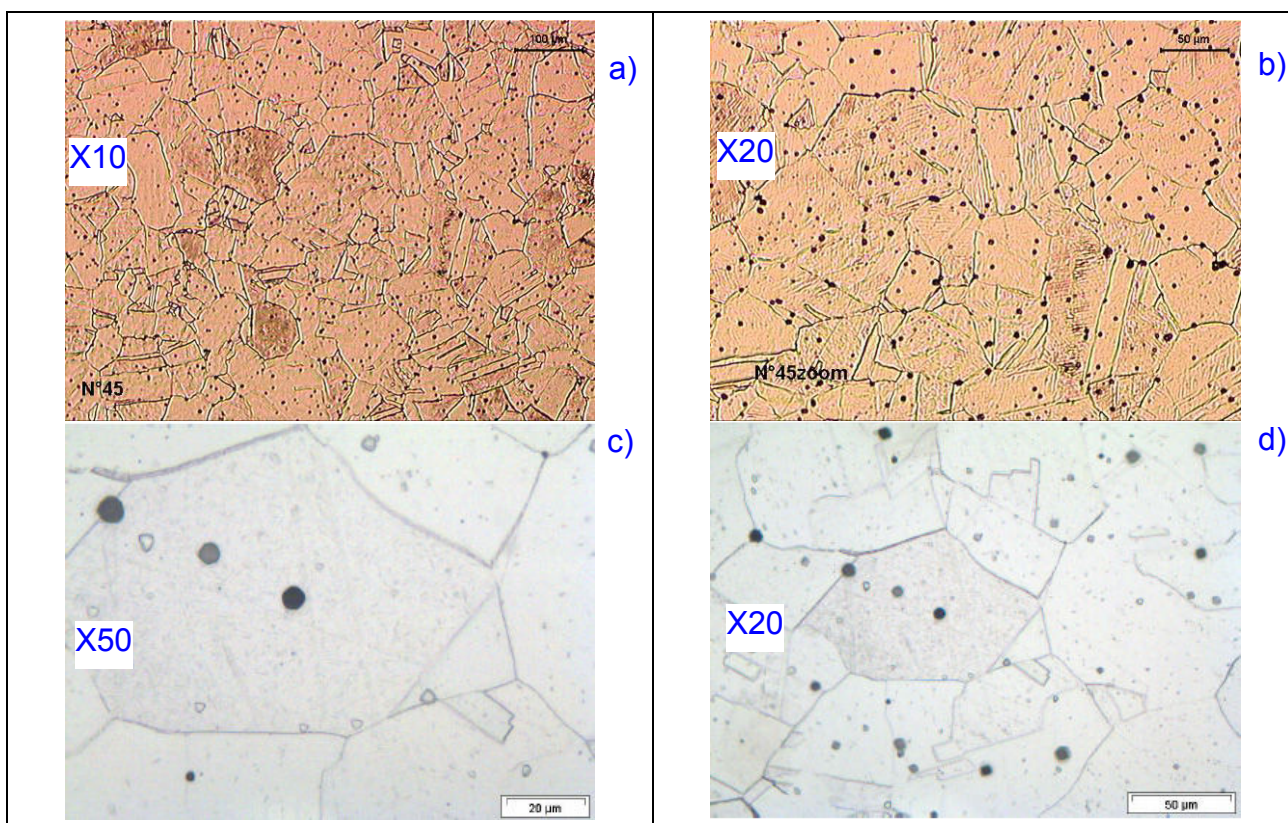


Fig. 2-12 Microstructure de la nuance ICH

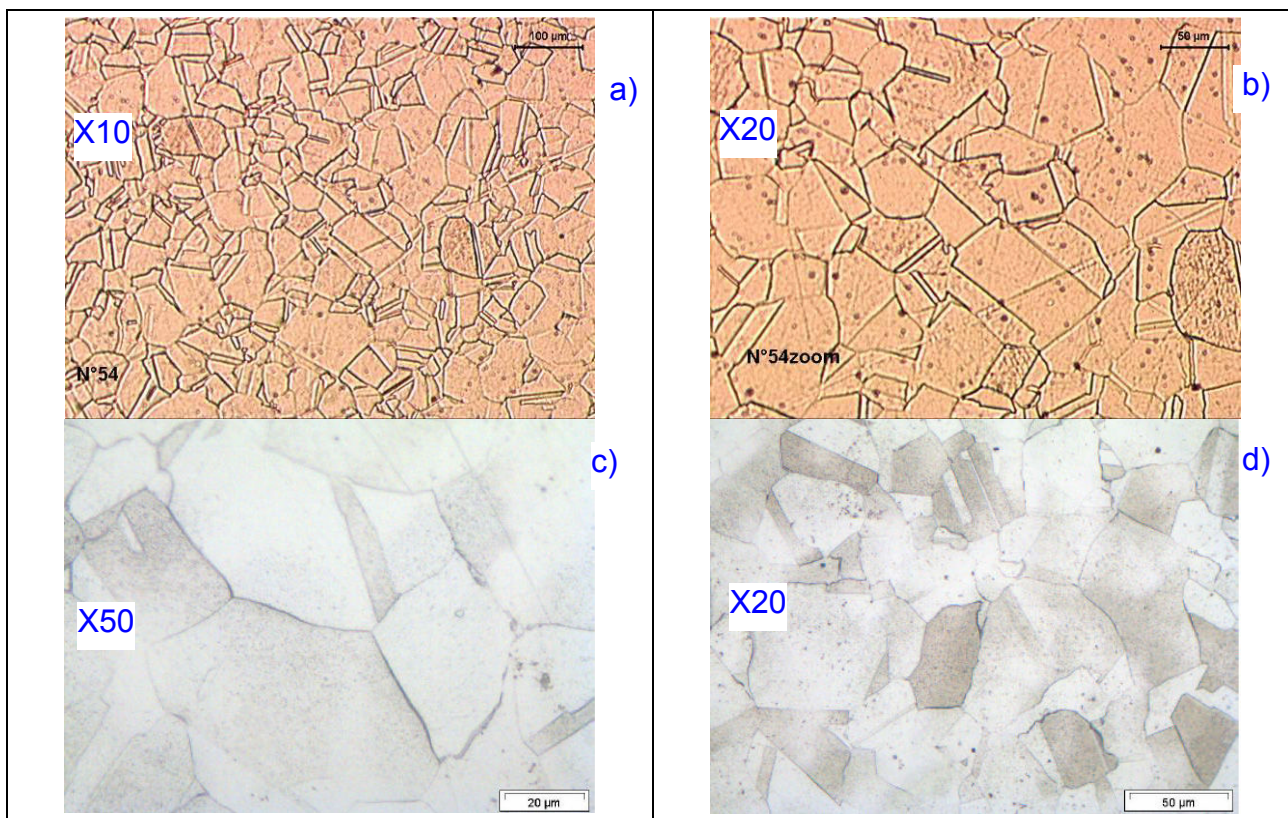


Fig. 2-13 Microstructure de la nuance ESR

2.2.2.3. Mécanique

Dureté

La Fig. 2-14-a présente la filiation de dureté effectuée pour les trois nuances sur un rayon du cœur vers l'extérieur de la barre D72. L'essai sous charge de 30 kg donne une taille moyenne d'emprunte de l'ordre du millimètre, soit env. 20 fois la taille de grain. La dureté mesurée pour la nuance ICH est en moyenne plus élevée 25 HV₃₀ vis-à-vis des autres nuances. C'est peut-être une erreur systématique de mesure. L'effet d'écrouissage sur le bord est visible sur 3 mm pour les nuances ICH et HM et jusqu'à 8 mm pour la nuance ESR qui pourrait se révéler une nuance moins écrouissable. Le bloom laminé provient d'une refusion secondaire. Si la taille des grains évolue, il est plus difficile à laminier.

En corrigeant la filiation de dureté de la nuance ICH de -25 HV₃₀ (courbe ICH₋₂₅), et en se limitant à un diamètre de 56 mm, les filiations de dureté pour les 3 nuances sont comparables. La dureté augmente progressivement de 30 points depuis le cœur jusqu'au bord (+20%). La dureté est estimée à $148 \pm 10\% \text{ HV}_{30}$.

Les filiations de micro dureté pour les 3 nuances sont évaluées à mi-rayon de la barre sur 2.2 mm tous les 0.2 mm. Les micro duretés changent ponctuellement de manière aléatoire et représente 16% de variation (équivalent au gradient de dureté mesuré précédemment sur tout le rayon de la barre). Plusieurs essais donnent les mêmes résultats. L'étendue des mesures montre l'influence du placement de la mesure qui peut être au milieu du grain, sur le joint de grain ou encore sur une inclusion. La taille moyenne de l'emprunte est de l'ordre de grandeur de la taille de grain.

La dureté moyenne est de $166 \pm 8\% \text{ HV}_{50\text{gr}}$. Il est normal de trouver une valeur moyenne supérieure à celle obtenue en HV₃₀ : moins la charge est importante, et plus la dureté mesurée est élevée.

La micro dureté varie à l'échelle de la microstructure. La variation locale de dureté est du même ordre de grandeur que la variation globale de dureté sur l'ensemble du rayon de la barre.

Pour s'affranchir de l'écrouissage en surface de la barre, la zone de prélèvement des éprouvettes doit être à l'intérieur du D56 pour la nuance ESR et du D66 pour les nuances ICH et HM.

Après avoir contacté la société Ugitech pour explications, l'écrouissage préalable de la structure est en grande partie liée à l'opération de dressage à froid de la barre noire. Cette opération est difficile à contrôler et est source d'une variabilité importante. L'état de livraison peut être plus ou moins écrouis même pour des nuances moins écrouissables.

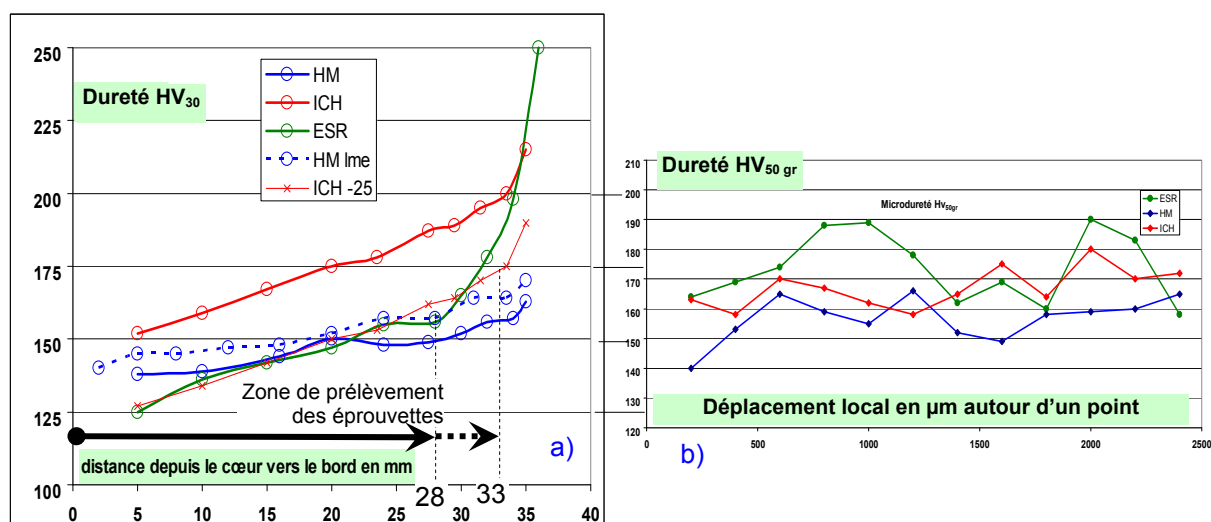


Fig. 2-14 Caractéristiques des trois nuances d'acier 316L :

a) filiation de dureté HV₃₀, b) filiation de micro dureté HV_{50gr}

Caractéristiques mécaniques

Les résultats des essais de traction réalisés par Ugitech pour les 3 nuances sont présentés dans la Fig. 2-15. Le Tab. 2-3 présente les résultats des mesures effectuées dans l'étude par une méthode de sonde à ultrasons au sein du laboratoire de mécanique.

Essai de traction	HM	ICH	ESR
Rm (MPa)	546 référence	541 + 0 %	621 + 14 %
Rp 0.2 (MPa)	304 référence	322 + 6 %	407 + 34 %
A %	61 référence	59 - 3 %	47 - 23 %
Z%	76 référence	77 + 0 %	81 + 6 %

Fig. 2-15 Caractéristiques des trois nuances d'acier 316L obtenues par des essais de traction (données UGITECH)

Méthode ultra son	HM	ICH	ESR
Volume analysé	D19.392x15.273	L8.51*124.025*h14.83	L9.378*117.191*h29.105
ρ densité	7.943	7.956	8.182
E module d'Young (GPa)	199.1 référence	195.2 - 2%	205.2 + 3%
λ 1 ^{er} coefficient de Lamé	1.07 E+11 référence	1.05 E+11 - 2%	1.04 E+11 - 3%
μ 2 nd coefficient de Lamé.	7.72 E+10 référence	7.56 E+10 - 2 %	8.00 E+10 + 3.7 %
ν coefficient de poisson	0.290	0.290	0.283

**Tab. 2-3 Caractéristiques des trois nuances d'acier 316L obtenues
par une méthode de sonde à ultrasons**

D'après les caractéristiques mécaniques issues des fiches de coulées, la nuance ESR montre des différences significatives par rapport aux deux autres nuances HM et ICH qui sont comparables. La nuance ESR a une résistance mécanique plus élevée, elle est moins élastique, nécessitant plus d'efforts lors de la coupe. Sa ductilité est moindre, il s'écrouit plus difficilement. Ce qui expliquerait l'augmentation de dureté sur la périphérie de la barre.

Par la méthode de sonde à ultrasons, le choix de la direction de mesure vis-à-vis de l'échantillon laminé (sens L ou sens T), a une influence sur le résultat de mesure. Des mesures répétées, suivant les deux sens (L et T), montrent des variations de l'ordre de 10 % (20 GPa). Ces écarts sont du même ordre de grandeur que les variations des caractéristiques entre les trois nuances établies par les essais de traction. L'indication du sens de prélèvement de l'éprouvette dans la barre est à compléter sur les fiches de coulées.

2.2.2.4. Usinage

Essais d'usinabilité (essais Ugitech)

Les résultats des essais réalisés par Ugitech publiés sur les fiches de coulée pour les 3 nuances sont présentés dans la Fig. 2-16.

Essai d'usure en tournage $VB_{15/0.15}$						
n° coulée	nuance	$V_{C_{VB15/0.15}}$	Vc essai	F	Ap	outil
345034	HM	260	250/270	0.25	1.5	KENAMETAL CNMG 120408-MP Kc9225
843024	ICH	260	250/270	0.25	1.5	SECO CNMG 120408-MF4 ^(*) TM2000 ^(**)
823903	ESR	240	170/200/220/250	0.25	1.5	

(*) : la géométrie MF4 est spécifique à la coupe de l'inox, l'angle de coupe est très positif de $+25^\circ$. La préparation d'arête n'est pas précisée par SECO.

(**) : le revêtement TM2000 est spécifique à la coupe d'acier inox et résiste à très haute température.

Fig. 2-16 Caractéristiques des trois nuances d'acier 316L : usinabilité en tournage (source UGITECH)

L'usinabilité est caractérisée à l'échelle macro, avec des vitesses de coupe proche de celles utilisées en UGV, avec un essai d'usure en tournage ($A_p = 1.5$ mm, $F = 0.25$ mm/tr). Ici l'outil est revêtu (nuance SECO TM2000 : $Ti(C,N) + Al_2O_3 + TiN$), ce choix limite les phénomènes de collage de l'acier inoxydable type 316L même lors d'usinage à sec.

Les essais d'usure pour les nuances HM et ICH utilisent chacun une référence d'outil différente (ici, non justifiée par Ugitech). Les portes outils, l'angle de direction d'arête Kappa R, la lubrification, la dureté de la partie usinée ne sont pas précisés dans les fiches de coulées. Après renseignements auprès de la société UGITECH, l'essai est bien réalisé à sec en chariotage avec $K_r = 95^\circ$ (porte outil de référence ISO de type PCLNx 1204 2020x). La barre brute D73, dite barre noire, est écroulée à D71 sur 450 mm. L'essai d'usure commence par passes de 1.5 mm et itéré jusqu'à D38 (limite de rigidité de l'éprouvette), puis une autre barre est utilisée ainsi de suite afin d'obtenir un usure de $VB = 0.15$.

Les courbes d'évolution de l'usure VB (Fig. 2-17-a) sont globalement similaires pour les trois nuances, bien que légèrement supérieure pour la nuance ICH. La société Ugitech utilise la vitesse de coupe $V_{C_{VB15/0.15}}$, permettant d'obtenir une usure de $VB = 0.15$ mm au bout d'un temps de coupe de 15 min, pour comparer l'usinabilité d'un matériau. Cette vitesse est identique pour les 2 nuances HM et ICH (260 m/min). Pour la nuance ESR, $V_{C_{VB15/0.15}}$ est inférieure de 8 %, son usinabilité caractérisée en tournage est donc moins bonne (Fig. 2-17-b).

Le phénomène d'usure en entaille est mesuré à 0,60 mm pour la nuance ESR contre 0,40 mm pour la nuance ICH et non significative pour la nuance HM. La filiation de dureté (Fig. 2-14) montre un écart important vers le diamètre extérieur des barreaux D73 seulement pour les nuances ESR et ICH, ce qui pourrait être à l'origine de l'usure en entaille.

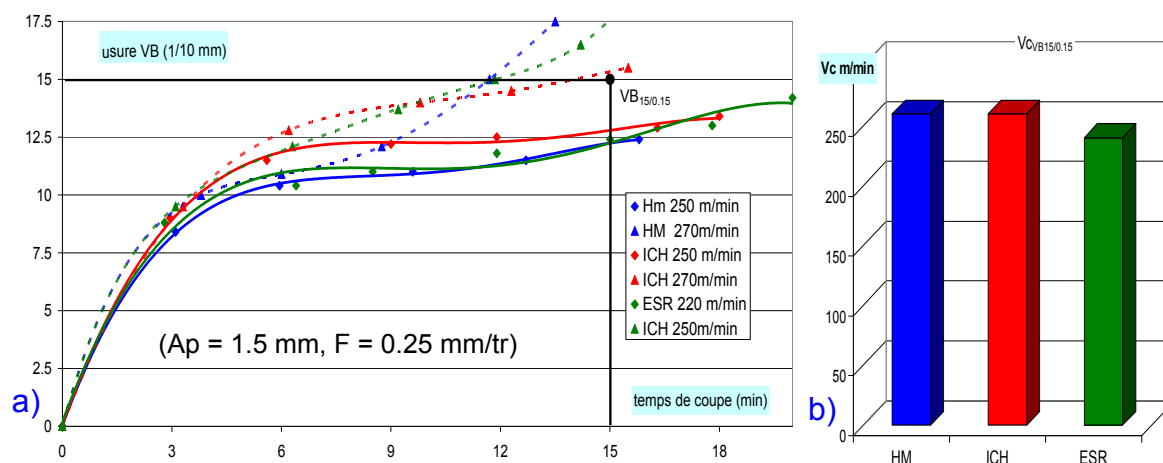


Fig. 2-17 Usure en dépouille VB mesurée pour les 3 nuances HM, ICH, ESR

a) comparaison de l'évolution de l'usure, b) vitesses de coupe VB_{015/0.15} (source UGITECH)

Fragmentation du copeau observée en tournage

La fragmentation du copeau pour la nuance ESR est bien moins maîtrisée que pour la nuance ICH. Il n'y a pas de données pour la nuance HM. La fragmentation du copeau est supposée comparable à celle de la nuance ICH. En dessous d'une faible avance $F < 0.15 \text{ mm}$ le copeau n'est pas maîtrisé, quelque soit la nuance, mais cela dépend de la géométrie de coupe de l'outil (MF4 de chez SECO).

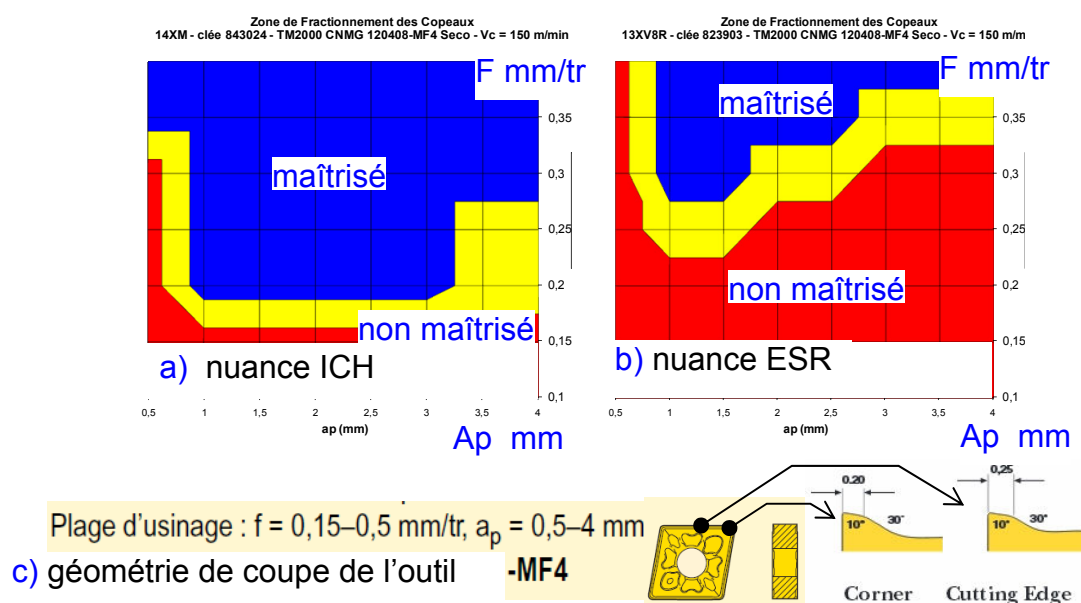


Fig. 2-18 Zone de fragmentation du copeau (à Vc = 150 m/min) (source UGITECH)

a) nuance ICH, b) nuance ESR, c) géométrie de coupe MF4 de la plaquette d'essai

réf. SECO CNMG 120408-MF4 TM2000

2.2.2.5. Synthèse des caractéristiques comparées des 3 nuances

Ce sont trois nuances d'un même acier assez malléable qui se déforme au polissage. Il a un faible gradient de dureté entre le cœur et l'extérieur de la barre. La nuance HM étant la référence pour l'étude. Le taux de soufre est contrôlé à la limite supérieure de la norme, tolérance comprise, et les oxydes sont également contrôlés pour favoriser l'usinabilité en UGV. Pour la nuance ICH, à teneur en soufre contrôlée, la taille des oxydes est moindre car il y a moins de soufre. Avec des oxydes plus petits et moins de formation de ferrite (teneur en Mo, Ni), l'apparition de queues de comètes néfastes au polissage est limitée. Pour favoriser la résistance à la corrosion de la nuance ESR, la teneur en nickel est renforcée et c'est un acier à très basse teneur en soufre avec des oxydes de tous types mais en quantité la plus faible possible.

Le taux de nickel est un paramètre important pour la coupe, car dans de l'acier 316L, en modifiant les énergies de fautes d'empilement, il a un effet limitant le durcissement structural (par écrouissage).

Le [Tab. 2-4](#) présente une synthèse des caractéristiques mesurées pour les trois nuances.

	HM	ICH	ESR
Soufre en ppm	315	193	8
Sulfure	présent allongement dans le sens L		absent
Oxydes	de composition chimique contrôlées	de taille réduite	le moins possible, de tout type
Nickel	11.1	12.5	14.8
Vc pour VB _{015/0.15}	260 m /min		240 m /min (-8%)
Ferrite	présent	absent	
Dureté HV ₃₀ du cœur à D56 moyenne HV ₃₀	130 à 160 HV ₃₀ 148 HV ₃₀ ± 10% (avec correction pour ICH de -25 HV ₃₀)		
Micro dureté	166 ± 8% HV _{50gr}		
Taille de grain	50 à 70 μm	40 à 60 μm	30 à 50 μm
Caractéristiques mécaniques	similaires (E ≈ 200 GPa) * état livré écrouis (du au dressage de la barre D72) * moins écrouissable (% Ni) Rm +14% Rp0.2 +34% A% - 23%		

Tab. 2-4 Synthèse des caractéristiques pour les trois nuances de l'acier 316L de l'étude

2.2.2.6. Effet d'échelle sur l'acier 316L

Essai de compression

L'effet d'échelle sur le matériau peut être caractérisé en comparant le comportement du matériau pour des éprouvettes d'un même matériau mais avec des dimensions de plus en plus petites, ou en faisant varier la taille de grain pour des dimensions constantes de l'éprouvette.

Afin de vérifier l'influence de l'effet d'échelle sur l'acier 316L pour les 3 nuances de l'étude, le protocole expérimental est défini à partir des travaux de (BARBIER 2008). Des cylindres de révolution de diamètre D (1, 2, 3, 4 à 5 mm) et de hauteur 1,5 x D sont écrasés lors des essais de compression. Ces essais sont appelés "écrase lopin" dans l'étude. Lors de ces essais pour les 5 diamètres, le déplacement et la force sont enregistrés. Le logiciel MIC2M développé par (RICHARD 2000) associe les mesures expérimentales, les résultats obtenus par une simulation numérique éléments finis de l'essai de compression et une procédure d'optimisation. Il permet une identification inverse des paramètres de la loi de comportement liant les déformations et les contraintes dans le matériau.

La loi d'écrouissage pour représenter le comportement du matériau est choisie arbitraire par défaut non optimisée. C'est une loi à saturation paramétrée, tenant compte de l'influence de la taille de grains relativement à la géométrie, de la forme :

$$\bar{\sigma}_{(\alpha)} = \sigma_Y + Q_{(\alpha)} \cdot (1 - \exp(-b_{(\alpha)} \cdot \bar{\epsilon}^p)) \quad (2-1)$$

Pour l'identification inverse, les paramètres Q et b sont identifiés, les autres paramètres doivent être connus : la contrainte σ_Y est celle de la fiche de coulée ; E, ν déterminés par la méthode de sonde à ultrasons ; coefficient de frottement estimé initialement à 0,052.

L'essai de compression (Fig. 2-19) est conduit à 0,03 mm/s, jusqu'à 90% de la hauteur initiale. Avec cet essai quasi-statique, la vitesse de déformation est très éloignée de celle rencontrée en usinage. D'autres essais (par exemple avec le test de barre d'Hopkinson) mériteraient de compléter cette caractérisation.

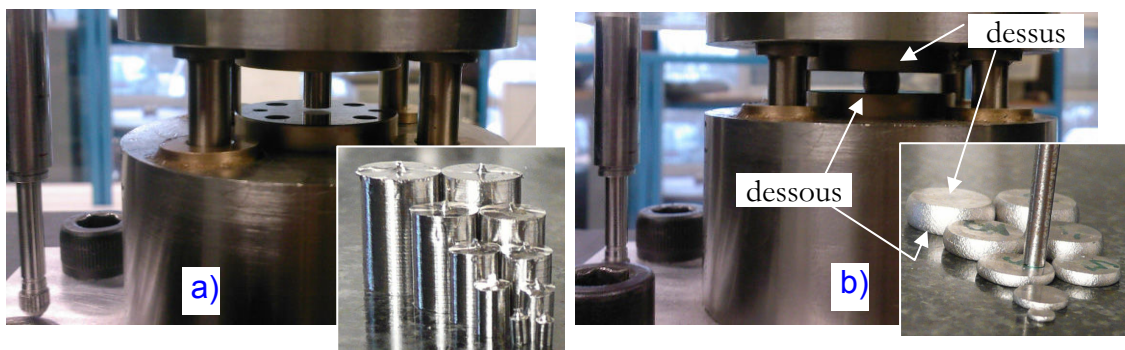


Fig. 2-19 Essai de compression « écrase lopin » : a) avant, b) après écrasement

Plusieurs campagnes sont menées sur les 3 nuances [Annexe A2-4]. Un échantillonnage de quinze points pris sur la courbe effort / déplacement alimente en données expérimentales l'identification inverse (Fig. 2-20) et [Annexe A2-5, A2-6]. En fonction du taux de compression, différents domaines ZD1 à ZD3 peuvent être déterminés :

- sur le domaine « ZD1 » [0,0% ; 1,5%] :
 - peu représentatif. Le domaine élastique est très faible, le lopin est tout de suite sollicité dans le domaine plastique, l'identification de la limite d'élasticité σ_y est délicate. Il faut un autre essai pour la caractériser (Essai de traction conventionnel et mesure pour $R_{p0,2\%}$, valeur accessible dans les fiches de coulée en annexe),
 - les défauts de surfaces, de géométries et d'orientations des lopins sont certainement influents dans ces débuts de compression.
- sur le domaine « ZD2 » [2,5% ; 45%] :
 - la géométrie de compression (parallélisme des faces) est donnée de façon unique par l'outillage qui assure la précision,
 - la variation de la contrainte conventionnelle est quasi linéaire,
 - la variation autour de ce tracé moyen est constante et non divergente quelque soit le diamètre ou la nuance,
 - les courbes sont presque toutes parallèles. Une sensibilité est remarquée sur le choix du début de l'axe des efforts et de l'axe des déplacements. (L'utilisation d'un graphique conventionnel permettrait de caler au mieux cette ordonnée à l'origine du début d'écrasement),
 - l'effet d'échelle des dimensions ou l'effet de la taille de grain ne semble pas influent.
- sur le domaine « ZD3 » [45% ; 80%] :
 - le faisceau de tracés semble diverger, la variation autour de la moyenne croît linéairement,
 - la sensibilité aux erreurs expérimentales est importants : effet du calage de l'ordonnée à l'origine, mesure exacte des dimensions du lopin, déformation de l'outillage.

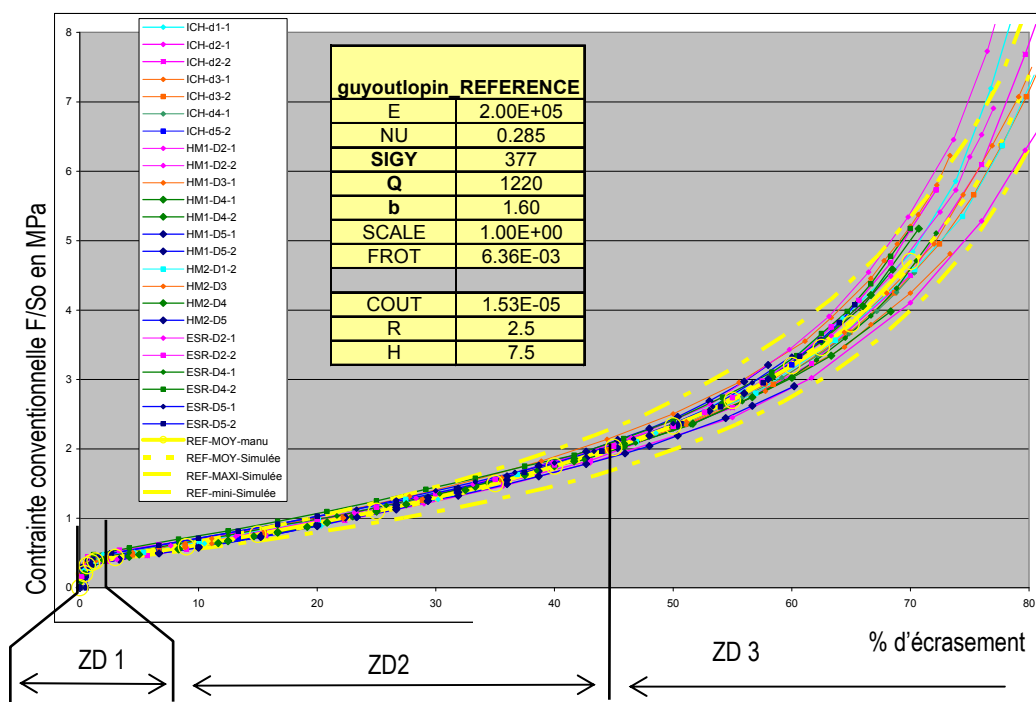


Fig. 2-20 Encadrement des courbes conventionnelles expérimentales $\frac{F}{S_0} = h \left[\left(\frac{L - L_0}{L_0} \right) \right]$

par des courbes simulées avec la loi identifiée $\bar{\sigma} = 377 + 1220^{\pm 16\%} \cdot (1 - \exp(-1.6^{\pm 10\%} \cdot \bar{\epsilon}^p))$

($E=200$ GPa, $\nu = 0.285$, $frot = 0.00636$ obtenus après identification)

D'abord quelques remarques sur la réalisation des essais et des propositions d'amélioration du protocole d'essai :

- la cellule de force doit être supérieure à 10 kN pour les diamètres D5 mm,
- l'outillage utilisé pour l'essai (pilote d'essai) doit être à déplacement libre sans frottement, la fixation du capteur de déplacement (de type Lvdv) doit être rigide,
- les plateaux du pilote d'essai doivent être polis et d'une dureté suffisante,
- la limite de déplacement en compression doit être calculée pour ne pas dépasser la limite élastique des plateaux du pilote d'essai,
- l'orientation du lopin, surtout pour les petits diamètres doit être certaine et dans la direction d'écrasement.

Ensuite plusieurs remarques sur la méthode d'identification inverse :

- la valeur de σ_y est incertaine,
- une difficulté de calage de la courbe expérimentale en début de compression : point de départ, zone élastique,
- la loi d'identification utilisée doit être adaptée pour rendre compte des tracés expérimentaux

- courbure faible sur le domaine [5% - 50%],
 - courbure prononcée pour le domaine [50% - 70%],
 - tendance linéaire au-delà de 70%,
- une infinité de solutions non linéaires peuvent satisfaire les 2 paramètres identifiés Q et b (2 points de la courbe obtenus expérimentalement). Il faut plusieurs types d'essais pour identifier un jeu de paramètres, cette difficulté est appelée « un problème mal posé » dans la littérature. L'identification inverse optimise une fonction coût avec un jeu de paramètres. Si un paramètre est accentué, les autres réagissent et la fonction coût optimisée reste minimum. Il est nécessaire de conduire d'autres types d'essais (nano indentation par exemple, ou essai de torsion) pour bloquer les degrés de liberté de la loi identifiée,
- la loi d'écoulement à saturation choisie n'a pas été optimum,
- les effets d'échelle, s'ils existent, ne se manifestent pas avant une déformation rationnelle de 50%, contrairement aux résultats obtenus avec d'autres matériaux.

Pour les trois nuances, et avec les 5 diamètres les résultats montrent que leur comportement est comparable avec une variation de 16% sur Q et 10% sur b.

L'influence de la taille des grains entre un D1 et un D5 est démontrée sur du CuZn₁₀. Les tailles de grains différentes sont obtenues par traitement thermique. Les essais réalisés prolongent les travaux de (BARBIER 2008). Les résultats obtenus montrent, qu'entre un D1 et un D5, l'effet d'échelle influence sur la loi de comportement, environ 17% sur Q et 11% sur b.

Pour l'acier 316L, les incertitudes expérimentales et grandeur du bruit des essais sont de cet ordre de grandeur.

Les lopins écrasés observables sur la Fig. 2-21 ont un taux de compression atteignant 75%. Le matériau est très déformé. Ce taux de compression peut être rencontré dans le cas de la coupe très négative. Le sens dessus / dessous se définit par la direction de la gravité : le lopin est posé sur sa face de dessous. L'observation des lopins écrasés montre :

- sur le coté : une géométrie de tonneau composée de 2 faces planes et parallèles (appuis sur outillage) et d'une surface peau d'orange bombée (libre) symétriquement sur la hauteur (bombée de 200 μm à mi hauteur, rugosité $R_a = 105 \mu\text{m}$). En zoomant sur cette surface bombée des stries parallèles au plan d'écrasement apparaissent distantes d'un écartement de $3^{\pm 1} \mu\text{m}$,
- sur la face du dessus : une auréole au centre diffuse un rayonnement radial et uniforme,

- sur la face du dessous : une auréole au centre, blanche et plutôt circulaire, correspondant au diamètre initial du lopin (ici D5),
- sur les faces dessous et dessus :
 - les faces sont légèrement bombées
 - l'état de surface de la face écrasée reproduit l'état de surface de la matrice qui a des stries de rectification, qui s'oppose à l'écoulement radial,
 - défauts de surface au-delà de l'auréole: trous, taches noires,

Ces observations et analyses permettent de comprendre les conditions initiales de l'essai et le comportement de la microstructure de l'acier 316L lors de sa compression.

L'axe du lopin initial n'est pas normal aux faces du pilote d'essais (auréoles du dessus). Les taches et trous proviennent de la surface libre ou de la microstructure qui se déforment (inclusions, joint de grain) voire se rompent. La peau d'orange est finement plissée parallèlement au plan d'écrasement. Ces plis ondulent sur chaque granulosité (grain). Des stries verticales sont aussi présentes. La granulosité semble correspondre à des grains moins déformés dont l'orientation cristalline influence l'orientation locale des stries. A l'échelle macro, les observations sont plus régulières (symétrie du bombé, circularité du lopin écrasé, circularité des faces), à l'échelle micro, les variations locales sont importantes (rugosité, trous, stries). Une analyse micrographie, dans et normalement à la direction d'écrasement, permet de consolider les observations.

En remarque, le $D = 1 \text{ mm}$ est encore trop grand pour identifier le comportement du matériau dans le cas des épaisseurs coupées en micro-fraisage.

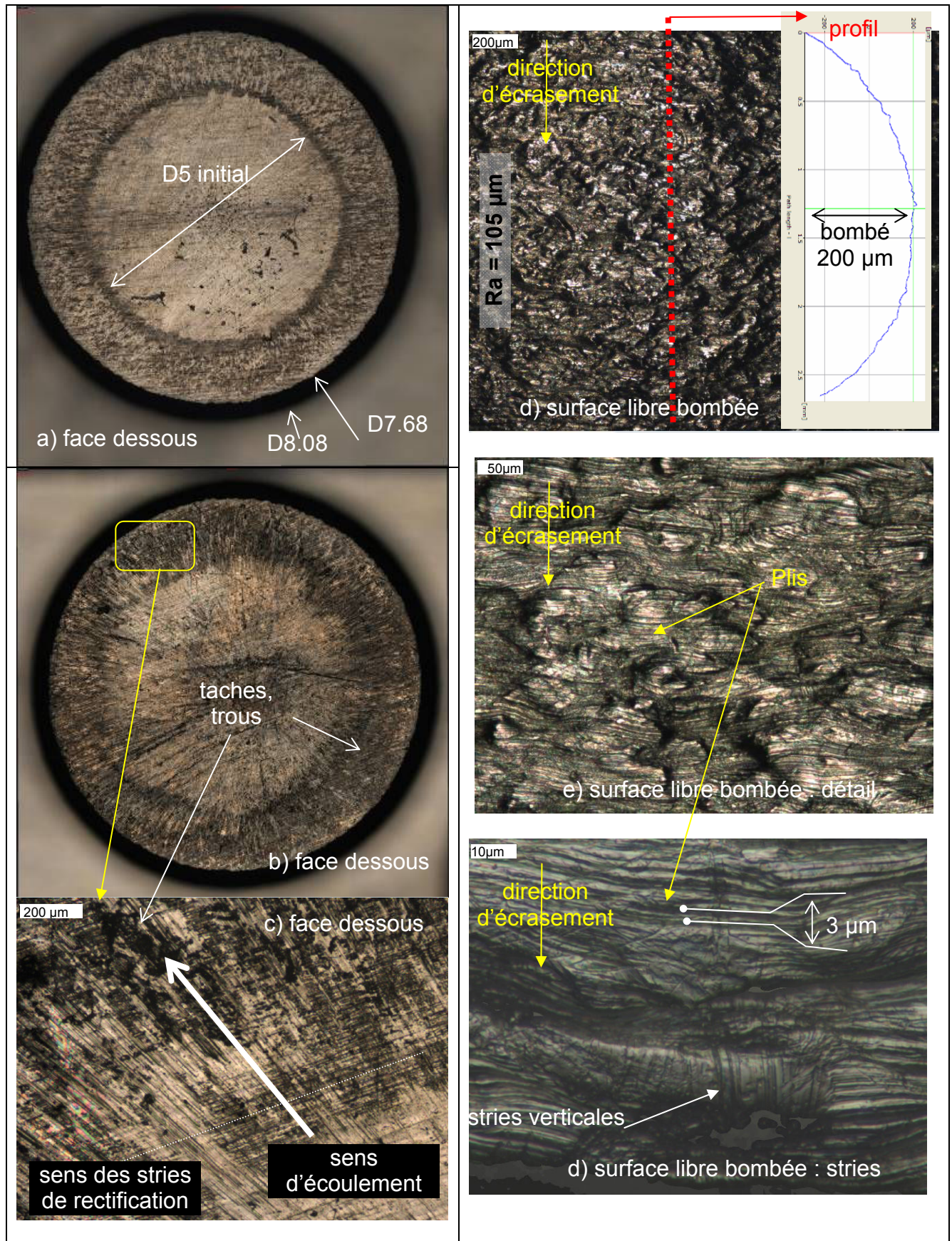


Fig. 2-21 Lopin écrasé ESR-D5#2 (initial D5xH7.5, final H2.708 : taux compression 64%)

Nanoindentation

Pour les 3 nuances et suivant les 2 directions (L et T), des essais de nano indentations sont réalisés et dépouillés par Patrick DELOBELLE au sein du laboratoire Femto ST, département Mec'Appli.

Les échantillons matière sont fournis à l'état enrobé, polis et légèrement attaqué pour révéler les joints de grain. Pour caractériser chaque nuance et pour chacune des directions T et L, 15 indents ont été réalisés, soit au total $15 * 3 * 2 = 90$ indents. La surface couverte par ces 15 indents est de $200 * 100 \mu\text{m}^2$, soit un environ la surface de 4 grains. Par expérience, en moyenne l'écart type ne varie plus entre 15 et 25 mesures.

Pour l'essai de nanoindentation, la méthode de mesure de la rigidité en continue est utilisée. L'indenteur vibre à une fréquence de 45 Hz avec une amplitude de 1 nm durant la pénétration de l'indenteur dans l'échantillon. La séquence expérimentale impose le déplacement h pour une valeur maximale $h_{\text{max}} = 1500$ nm avec une charge maximale limitée à 150 mN (pb de sensibilité). La vitesse de chargement est croissante par paliers (de 1 nm /s à 20 nm /s) de façon à maintenir une vitesse $dh/h.dt$ sensiblement constante. Cela permet d'évaluer la rigidité du contact quelque soit la profondeur h, et donc de remonter aux différentes grandeurs en fonction de la profondeur d'indentation. Les grandeurs ainsi caractérisées en mesurant la charge appliquée à l'indenteur P et le déplacement h de l'indenteur sont :

- H_B la dureté Berkovich (pointe pyramidale à trois faces),
- E le module d'Young (le module biaxé $E/(1-\nu^2)$ en prenant $\nu = 0.29$ pour ces aciers),
- $\sigma_{3.5\%}$ la contrainte d'écoulement à 3.5% estimée ($\sigma_{3.5\%} = H_B/3$) (point pivot en identification inverse).

Le dépouillement des mesures et l'interprétation des résultats nécessitent des compétences qui dépassent celles développées dans l'étude. Cela fait l'objet d'un rapport d'analyse spécifique très détaillé. Les conclusions peuvent être simplement reprises :

- Les écart types sont fortement conditionnés par la qualité du polissage, les échantillons notés très bien polis compte tenu de leur aspect au microscope avant indentation présentent les plus faibles écarts types.
- Les valeurs sont assez insensibles à la profondeur d'indentation, ce qui semble normal puisque les échantillons sont massifs, et d'autre part compte tenu des valeurs élevées des duretés les longueurs internes doivent être faibles donc leur influence sur H_B négligeables.
- L'ordre de grandeur des duretés obtenues en nanoindentation est plausible avec les filiations de (macro) duretés réalisés.
- Les trois matériaux sont fortement anisotropes. Pour un même matériau, les propriétés suivant le sens T sont toujours supérieures à celles du sens L. L'anisotropie élastique est assez conséquente

(rapport des modules d'Young est de l'ordre de 1.1 à 1.2). L'anisotropie plastique est très forte (rapports des duretés sont compris entre 1.4 et 2.1). La nuance la plus anisotrope est ICH ensuite HM et enfin ESR.

- A l'inverse, les propriétés (H_B et E) sont les plus basses pour la nuance ICH, ensuite HM et enfin ESR, ceci pour les deux directions T et L. A noter que ce classement avait déjà été trouvé en macro dureté.
- Pour des aciers du type 316L, ces trois nuances sont assez dures. Les nuances semblent fortement écrouies, cela est peut être à relier à l'historique d'élaboration et de mise en forme des échantillons. Ainsi, suivant le sens L la dureté est sensiblement comprise entre 2 et 4 GPa et suivant le sens T entre 4.5 et 6 GPa, ce qui est assez considérable.
- L'estimation de $\sigma_{3.5\%}$ varie de 710 MPa (ICH sens L) à 1960 MPa (ESR sens T). Ces valeurs sont très élevées pour ce type d'acier.
- Les valeurs des modules d'élasticité sont assez conformes à ce qui est attendu pour les aciers, de l'ordre de 180 à 200 GPa pour le sens L et 210 à 225 GPa pour le sens T. Ces valeurs peuvent être très légèrement surestimées à cause des éventuelles remontées de matière le long de l'indenteur, mais ces matériaux étant fortement écrouissable, celles-ci doivent être faibles.
- Suivant la valeur du rapport adimensionnel H_B/E , la classification énoncée précédemment est retrouvée : ICH puis HM et enfin ESR.

NUANCE	HM		ICH		ESR	
SENS	sens L	sens T	sens L	sens T	sens L	sens T
E (GPa)	182 ± 9	214 ± 10	181 ± 9	210 ± 8	209 ± 11	223 ± 11
H_B (GPa)	3.15 ± 0.20	5.01 ± 0.54	2.13 ± 0.14	4.44 ± 0.24	4.20 ± 0.33	5.90 ± 0.54
$H_{B \text{ sens T}} / H_{B \text{ sens L}}$	1.59 ± 0.17		2.08 ± 0.07		1.40 ± 0.17	
$E_{\text{ sens T}} / E_{\text{ sens L}}$	1.17 ± 0.10		1.16 ± 0.08		1.07 ± 0.10	
H_B/E	17.5 10 ⁻³	23.5 10 ⁻³	12 10 ⁻³	21 10 ⁻³	20 10 ⁻³	26.5 10 ⁻³
σ (3.5%) (MPa)	1050 ± 66	1670 ± 180	710 ± 47	1480 ± 80	1400 ± 110	1960 ± 180

Tab. 2-5 Tableau récapitulatif des différentes grandeurs accessibles en nano indentation sur les trois nuances d'acier (moyenne arithmétique et écart type sur chacune des 15 mesures)

2.2.2.7. Conclusion

Les résultats de la caractérisation du matériau coupé montre que les caractéristiques sont sensibles au prélèvement des éprouvettes. Le format du brut, barre de D72, est une contrainte à la réalisation d'éprouvette parallélépipédiques. Le format du brut est obtenu par laminage, qui induit un écrouissage et une orientation de la microstructure dans le sens longitudinal (noté L) via à vis du sens transversal (noté T) de la barre.

Ce sont trois nuances d'un même acier, les résultats de caractérisation varient peu, malgré un fort anisotropisme. La contrainte d'écoulement estimée $\sigma_{3.5\%}$ par nanoindentation varie beaucoup d'un sens T à un sens L. Cela peut être une explication des difficultés rencontrées lors de l'essai de compression pour l'identification inverse. Pour l'étude, le choix de l'acier 316L implique des difficultés liées aux variabilité des propriétés caractérisées pour des 3 nuances. Il faut veiller à être rigoureux dans le prélèvement des éprouvettes pour disposer d'échantillons représentatifs destinés aux essais d'usinage. Le paragraphe suivant présente leur obtention.

2.2.3. Eprouvettes pour les essais de micro-fraisage

Il est nécessaire de définir comment prélever les éprouvettes dans la barre D72. Pour les besoins de l'étude sont définis deux formats pour les essais d'usinage (« macro » et « micro ») et un format semi-fini de D8 pour des essais de compression.

Le prélèvement dans la barre D72 doit tenir compte :

- du format initial rond de la barre, et de l'écrouissage limitant le prélèvement à D56 maxi (ESR) et D66 maxi (HM, ICH),
- du format prismatique souhaité de l'éprouvette,
- d'une similitude de prélèvement pour toutes les éprouvettes,
- d'un repérage de l'orientation et du positionnement de l'éprouvette dans la barre,
- de la traçabilité de chaque éprouvette avec une identification unique et pérenne.

En respectant ces contraintes et les possibilités expérimentales de fixation, les deux formats d'éprouvettes d'usinage retenues sont (T étant le sens travers et L le sens longitudinal de la barre D72) :

- macro : parallélépipède rectangle de 6 (T) x 18 (T) x 39 (L), 18 pris suivant le rayon de barre,
- micro : « prisme » de 4.5 (T) x 16 (T) x 10 (L).

Par tronçon de barre D72, 10 éprouvettes macro ou 56 éprouvettes micro sont prélevées (Fig. 2-22). Chaque éprouvette est référencée par un numéro de section et un numéro d'ordre. La référence est gravée à l'outil diamant. La position et l'orientation permettent de re-situer l'éprouvette dans la section.

Le processus d'obtention des éprouvettes macro brutes est présenté en Fig. 2-23. Elles sont ensuite surfacées sur les 4 faces. Pour la fixation sur la platine, deux trous D3 sont percés. Deux encoches sont fraisées pour la fixation et le maintien d'un carter de protection. Tous les angles sont chanfreinés. La face d'appui est polie pour garantir la planéité.

Les éprouvettes semi-finies de diamètre D8 sont usinées dans les grosses chutes pour les essais de compression « écrase lopin ». Une reprise en fraisage par contournage, sciage (Fig. 2-24) et dressage finira leur mise en forme.

Pour les éprouvettes au format micro (Fig. 2-25), les références sont gravées avant leur découpe par électroérosion au fil. Les 2 faces planes sont surfacées en fraisage. Tous les angles sont pierrés. La face d'appui est polie pour garantir la planéité.

Le processus de prélèvement est identique aux 3 nuances. Il se peut qu'il influence les caractéristiques de l'éprouvette, mais ce n'est pas caractérisé. Les effets éventuels sont inévitables. Afin de les rendre constants et répétables, la préparation en finition de l'éprouvette neuve est identique à celle pratiquée lors du reconditionnement des éprouvettes en cours d'essai. Particulièrement le choix de l'outil et des conditions de coupe ($A_p = 0.1$ mm) et stratégie d'usinage.

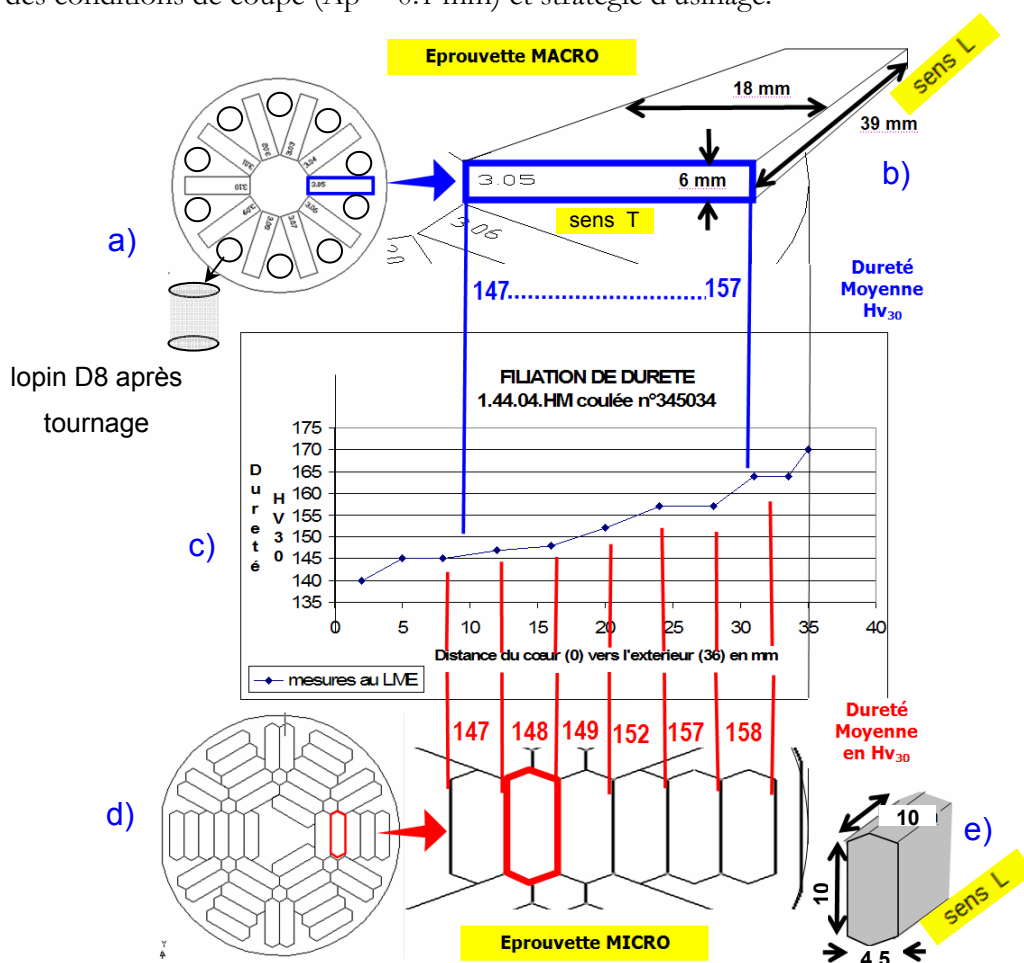


Fig. 2-22 Localisation des éprouvettes dans la section D72 et filiation de dureté

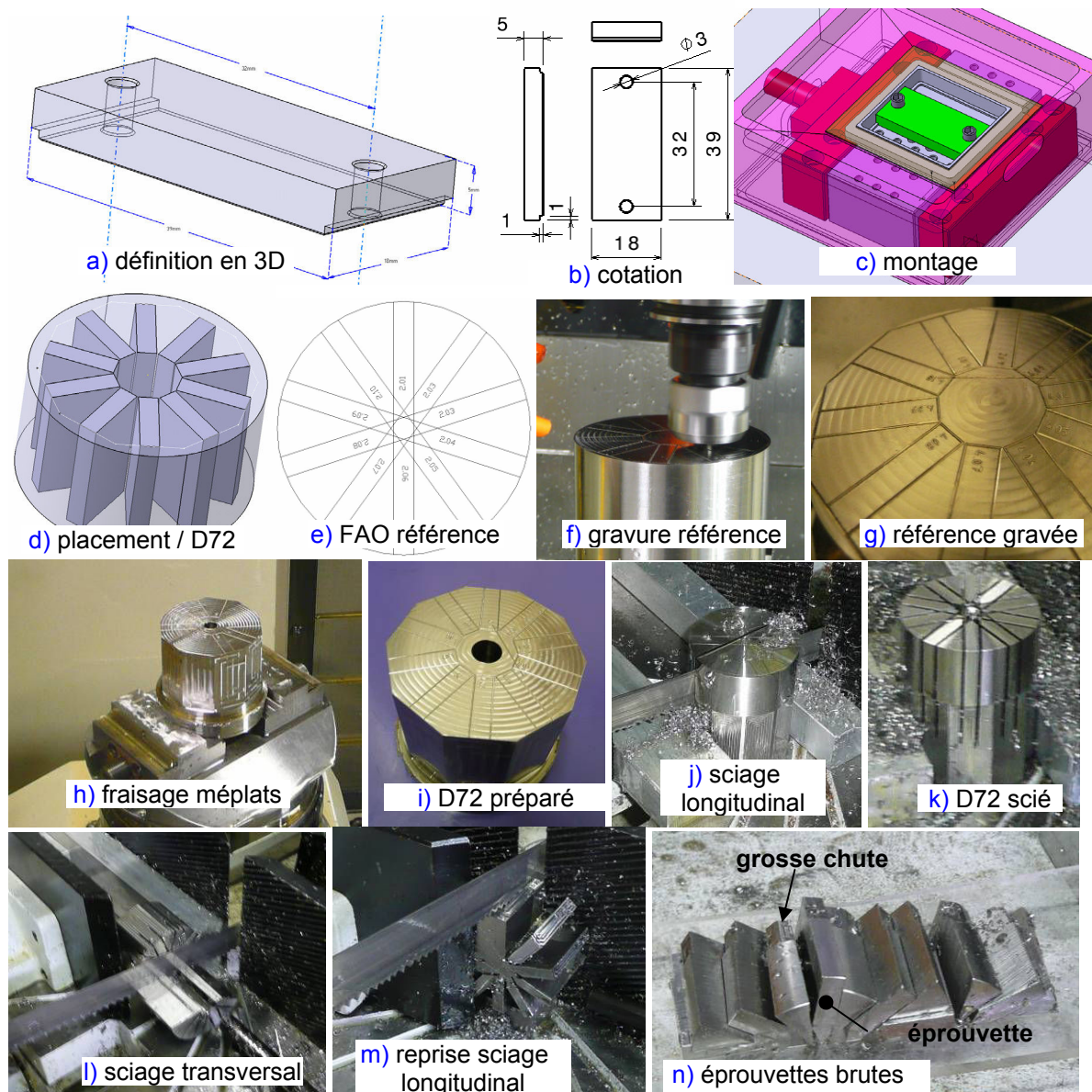


Fig. 2-23 Eprouvettes macro : définition et processus d'élaboration (partiel)

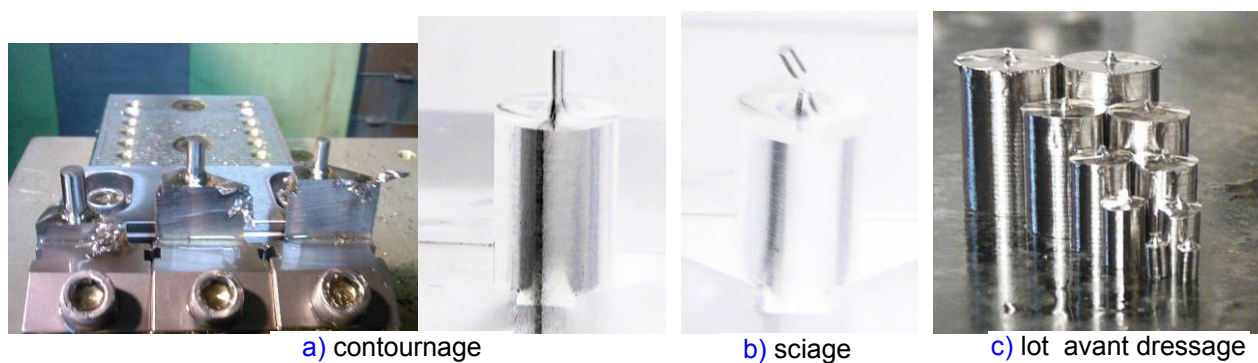


Fig. 2-24 Eprouvettes de compression : processus d'élaboration

a) contournage à D1 à partir de chute ou de D8, b) sciage, c) lot de lopin de D5 à D1 avant dressage

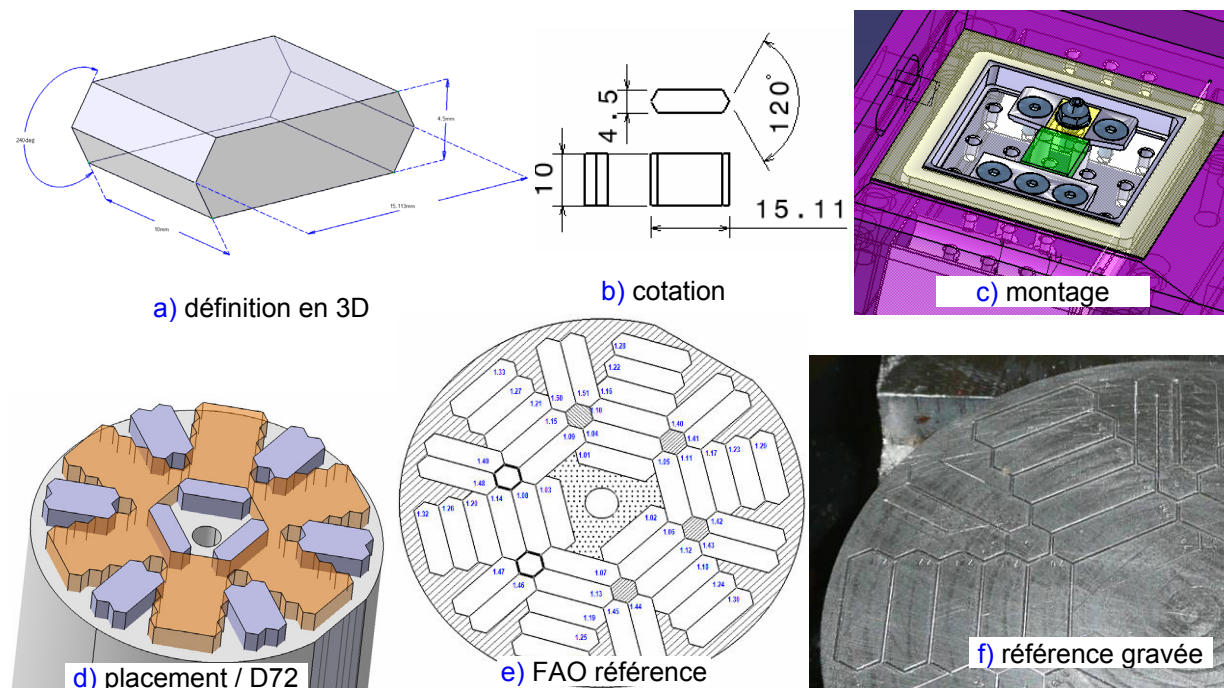


Fig. 2-25 Eprouvettes micro : définition et processus d'élaboration (partiel)

2.2.4. Conclusion

Beaucoup de moyens et d'essais différents ont été mis en œuvre. Les écarts caractérisés entre les nuances restent faibles. Cependant les résultats des essais conduisent à un prélèvement raisonné des éprouvettes en fonction de l'écroissage de la barre. Les formats des éprouvettes d'usinage sont définis avec précision et nécessitent un long travail de préparation.

Grâce à cette démarche, nous avons essayé de limiter au maximum l'influence des variations des propriétés mécanique entre les échantillons testés pour une même nuance.

Les caractérisations des trois nuances ne se sont pas déroulées suivant le principe d'unité de lieu et de temps. La mise à disposition des nuances pour l'étude n'a pas été simultanée : d'abord sur la nuance HM puis les nuances ESR et ICH. Cela a permis d'améliorer au fur et à mesure les protocoles des essais de préparation et de caractérisation.

2.3. Fraises

2.3.1. Présentation

L'étude utilise des fraises cylindriques monobloc à deux dents, en carbure de tungstène, avec coupe au centre (Fig. 2-26). Le choix de ces fraises se justifie comme suit :

- fraises employées par la profession, qui usinent de l'acier 316L,
- fraises au catalogue commercial du fabricant L. BELET SA,
- deux dents comme toutes les micro-fraises,
- non revêtues comme beaucoup de micro-fraises (ce qui permet une acuité d'arête de coupe la plus fine possible).

Le choix d'un diamètre D0.5 est habituel dans la littérature. Il permet de mettre en évidence les problématiques rencontrées en micro-fraisage sans avoir de nombreuses casses outils et difficultés associées à un petit diamètre. Un des objectifs de l'étude est aussi de construire une plateforme expérimentale, le choix du diamètre D0.5 est un bon compromis. D'expérience, l'utilisation de fraise de diamètre D0.3 à D0.1 est problématique.

La fraise D3 est habituellement vendue avec 3 dents. La fraise D3Z2 est une réalisation spécifique pour les besoins de l'étude. L'objectif est de disposer d'un outil macro comparable à l'outil micro. La rigidité de l'outil D3Z2 est importante et permet des essais complémentaires à l'utilisation de D0.5Z2. Le diamètre D3 permet d'atteindre une vitesse de coupe de 150 m/min avec la broche 36 000 tr/min.


Référence matière	Taille de grain		Dimensions	Angle d'hélice		Angle de coupe
Sandvik H10F 10 % Co 90 % WC	0.8 μm		$d_1 = 0.5 \text{ mm} / D = 3 \text{ mm} / L = 38 \text{ mm}$ $d_1 = 3.0 \text{ mm} / D = 6 \text{ mm} / L = 50 \text{ mm}$ $L_1 = 1 \times d_1$	$\lambda_s = 30^\circ$		$\gamma = 8 \text{ à } 10^\circ$
Nuance ISO	Revêtement	Z		Bec outil	Préparation d'arête	Angle de dépouille
K20-K30	sans	2		droit	sans	$\alpha = 8 \text{ à } 10^\circ$

Fig. 2-26 Caractéristiques générales des fraises D3Z2 et D0.5Z2

2.3.2. Fabrication

Un lot de 50 outils de chaque référence est disponible pour l'étude. Chaque fraise porte son numéro d'ordre de fabrication gravé sur la queue outil (Fig. 2-27). Pour la D0.5Z2 et la D3Z2, le processus d'usinage est identique (Fig. 2-28, [Annexe A2-7, A2-8]) mais, la réalisation a été faite sur des machines différentes adaptées au diamètre de l'outil :

- sur Walter MiniPower pour la D3Z2,
- sur Rollomatic 620XS pour la D0.5Z2.

Un contrôle 100% assure la traçabilité [Annexe A2-9]. Chaque lot de fraise est homogène.

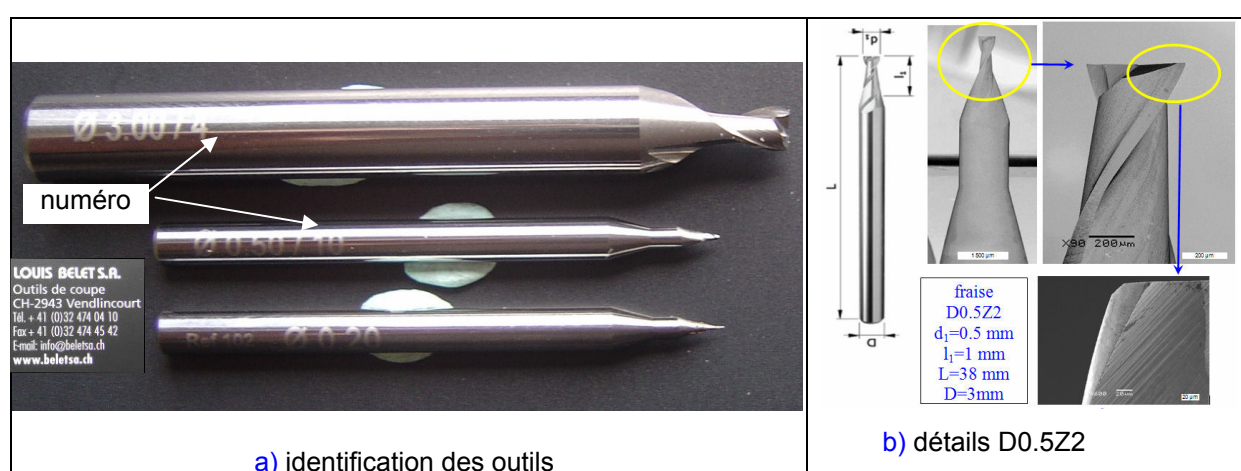


Fig. 2-27 Fraises D3Z2 et D0.5Z2 utilisées dans l'étude : a) identification, b) détails D0.5Z2

a1) Usinage latéral	a2) Usinage en bout
1-Taillage de la gouge (face de coupe)	3- Taillage dent en bout (épointage)
2-Détalonnage listel :	4- Détalonnage dent en bout
2-1 Taillage du listel 1 ^{ère} dépouille	4-1 Taillage en bout 1 ^{ère} dépouille
2.2 Taillage listel 2 ^{ième} dépouille	4-2 Taillage en bout 2 ^{ième} dépouille



Fig. 2-28 Processus d'usinage des fraises D3Z2 et D0.5Z2

a) gamme de taillage, b) parc machine, c) usinage d'une fraise D3Z2 (source L. BELET SA)

La conception de l'outil se fait via le logiciel de FAO des machines de taillage (VirtualGrinding). La gamme type est paramétrée d'après le dessin de définition. Le programme est alors élaboré (post processeur) pour la machine de taillage de façon transparente pour l'utilisateur.

Un modèle 3D est récupérable au format step ou igs. Ce modèle est, surfaciquement parlant, mal fermé et des erreurs subsistent. L'utilisation du modèle 3D à des fins de calcul numérique (voir le chapitre 4) nécessite un travail de reprise pour avoir un modèle cohérent. La reconstruction d'un modèle 3D à partir de l'acquisition de la géométrie réelle de l'outil nécessite une résolution élevée. L'acquisition sous Alicona InfiniteFocus (microscope optique présenté au chapitre 3) permet d'exporter les points acquis. Mais il faut disposer de plusieurs nuages de point pour tout le tour de l'outil. C'est long et fastidieux.

Une solution de micro tomographie est envisagée pour avoir accès à la géométrie réelle et les éventuels défauts du substrat.

La Fig. 2-29-a présente la maquette numérique 3D de l'outil issu de la FAO de taillage puis exportée et complétée sous le logiciel CATIA (Fig. 2-31-b). La vue réelle en bout de l'outil D3Z2 est présentée sur la Fig. 2-30 et pour la fraise D0.5Z2 sur la Fig. 2-31. Les angles sont théoriquement identiques entre les fraises D3Z2 et D0.5Z2, avec une difficulté d'acquisition pour la fraise D0.5Z2.

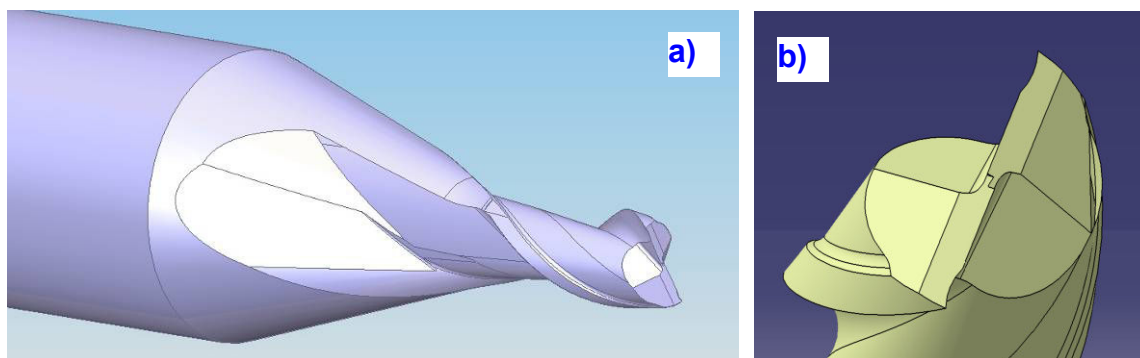


Fig. 2-29 Maquette numérique des fraises

a) exportée de la FAO de taillage, b) retravaillée sous CATIA

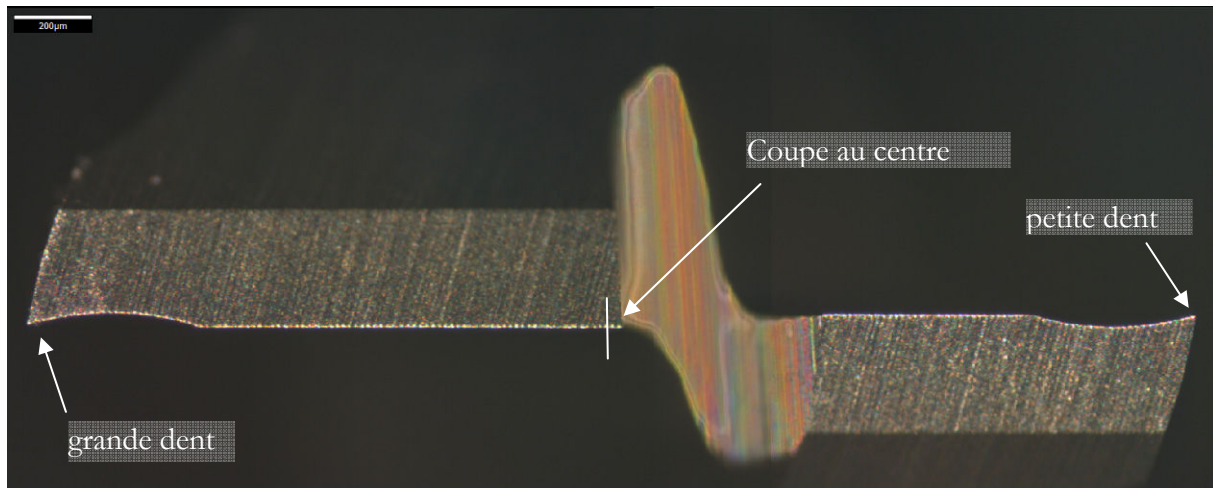


Fig. 2-30 fraise D3Z2#16 : vue en bout

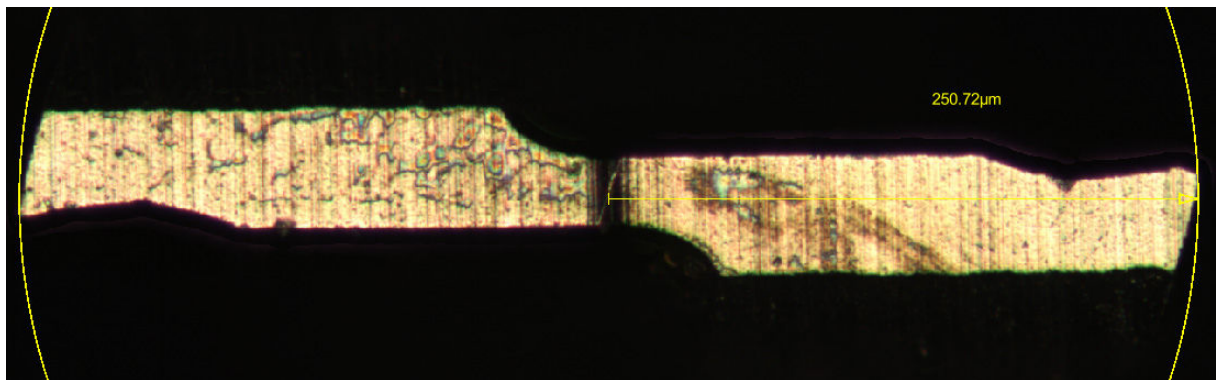


Fig. 2-31 fraise D0.5Z2#27 : vue bout

2.3.3. Paramètres de coupe

Les bases de données pour choisir les paramètres de coupe préconisés pour les micro-fraises sont peu développées. Les fabricants outils proposent des plages élargies de valeurs de paramètres, laissant finalement l'utilisateur décider. Il n'y a pas de vitesse de coupe proposée mais une fréquence broche, souvent maximale, limitée par la technologie disponible chez l'utilisateur. La vitesse de coupe est donnée à titre indicatif. Étonnament, la vitesse d'avance reste celle préconisée même si la vitesse de broche est inférieure à celle calculée.

Entre les diverses préconisations des fabricants, l'avance à la dent peut varier du simple au double. Les valeurs de A_p et A_e sont données proportionnellement au diamètre et sont aussi fortement variables. Pour la fraise D3, la vitesse d'avance à la dent augmente ainsi que les passes axiales, qui peuvent devenir conséquentes. La fraise D0.5Z2 LBELET SA est équivalente à une fraise Dixi réf. 7242, Magafor 8511, Fraisa Microcut, Mitsubishi MS2SS. Ses conditions de coupe préconisées

[Annexe A2-10] sont parmi les plus basses parmi toutes celles des autres fabricants pour le travail de l'acier inoxydable (Tab. 2-6).

Outil	Opération type	Fabricant	Vc m /min	Fz μm /dt /tr	Ap (en xD)	Ae (en xD)
D0.5Z2	Fraisage épaulé, Rainurage	Mitsubishi	60	12	< 1 0.015	0.03 1
	Rainurage	Dixipolytool	70 à 90	10	<0.5	1
	Fraisage épaulé	Fraisa	60 à 80	8 à 10	0.80	0.16
	Rainurage				0.12	1
	Fraisage épaulé	Magafor	50	1	1.5	0.5
	Rainurage				1	1
	Rainurage	L. BELET SA	40 à 90	3	0.10	0.05
	Fraisage épaulé				0.25	1
D3Z2	Rainurage	Fraisa	60	10	1.5	1.2
	Fraisage épaulé, Rainurage	Mitsubishi	-	58	0.4 <1	1 0.4

Tab. 2-6 Paramètres de coupe préconisés par les fabricants
pour les fraises D0.5 et D3 utilisées dans de l'acier inoxydable (générique)

2.3.4. Caractérisation des géométries de coupe

La définition géométrique de l'arête de coupe est essentielle pour les essais en coupe micro, avec l'effet du rayon d'arête R_p . Sa caractérisation est ici présentée.

Rayon d'acuité d'arête

L'arête de coupe est caractérisée après une reconstruction 3D d'observations sous microscope optique à focalisation variable et aussi par MEB (voir chapitre 3). Sur ces reconstructions (Fig. 2-32-b, c), la mesure de acuité d'arête est obtenue en plusieurs points de l'arête sur plusieurs exemplaires

différents deux type d'outil : D3Z2 et D0.5Z2 (Tab. 2-7). La différence relevée entre les deux types d'outil peut être associée aux méthodes et moyens de fabrication différents utilisés pour leur usinage.

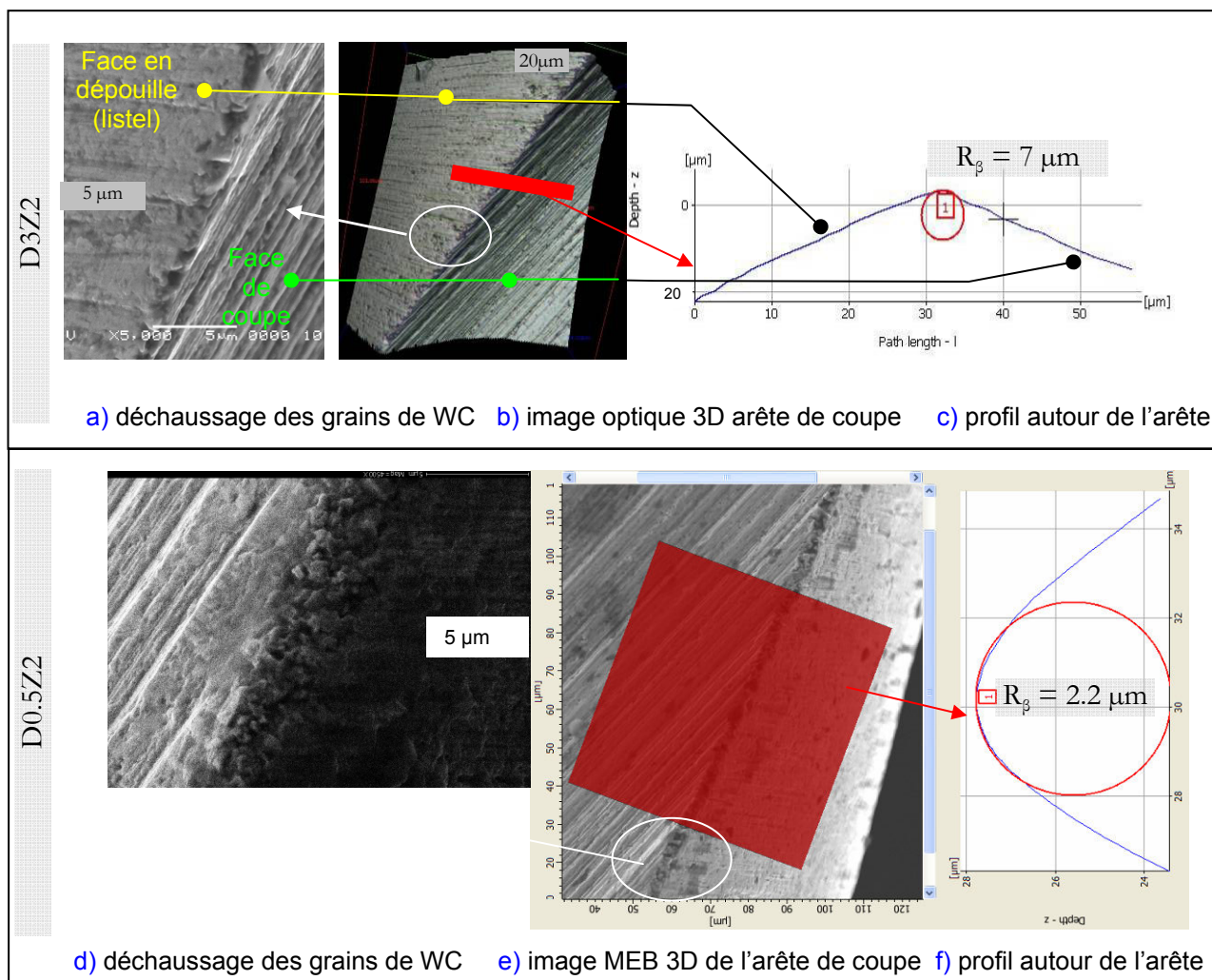


Fig. 2-32 Caractérisation du rayon d'acuité d'arête R_β

a) b) c) sur la D3Z2 #2, d) e) f) sur la D0.5Z2#20

Fraise	Rayon d'arête R_β	Rz Listel	Rz Gouge
D3Z2	$11.5 \pm 5.0 \mu\text{m}$	$< 1.0 \mu\text{m}$	$< 1.2 \mu\text{m}$
D0.5Z2	$2.5 \pm 0.6 \mu\text{m}$	$< 0.4 \mu\text{m}$	$< 0.5 \mu\text{m}$

Tab. 2-7 Valeurs du rayon d'arête et de rugosité totale mesurées pour D3Z2 et D0.5Z2

Les images obtenues sur l'arête de coupe montrent, à fort grossissement (Fig. 2-32-a), un déchaussage et une perte des grains de carbure de tungstène. La micro-géométrie de l'arête est imparfaite. La face de coupe est fortement striée par la meule de forme qui usine la gouge et la face de

coupe. L'orientation des stries est donnée par le sens de rotation de la meule qui usine l'outil avec un mouvement hélicoïdal. La hauteur des stries dépend de la taille du grain de meule, et du substrat de l'outil.

Les stries sur le listel sont perpendiculaires à l'axe de l'outil, et résultent du taillage cylindrique extérieur, alors que la face de coupe et la gouge associée le sont par taillage en flanc. L'évaluation de R_z est possible mais les résultats sont à prendre avec précaution.

Micro-géométrie d'arête

L'arête de coupe n'est pas régulière. La valeur de R_β est très subjective. Le déchaussage des grains de carbure de tungstène et les stries d'usinage rendent l'arête de coupe non uniforme aussi bien pour la fraise D3Z2 que pour la D0.5Z2. Les variations peuvent atteindre 5 μm .

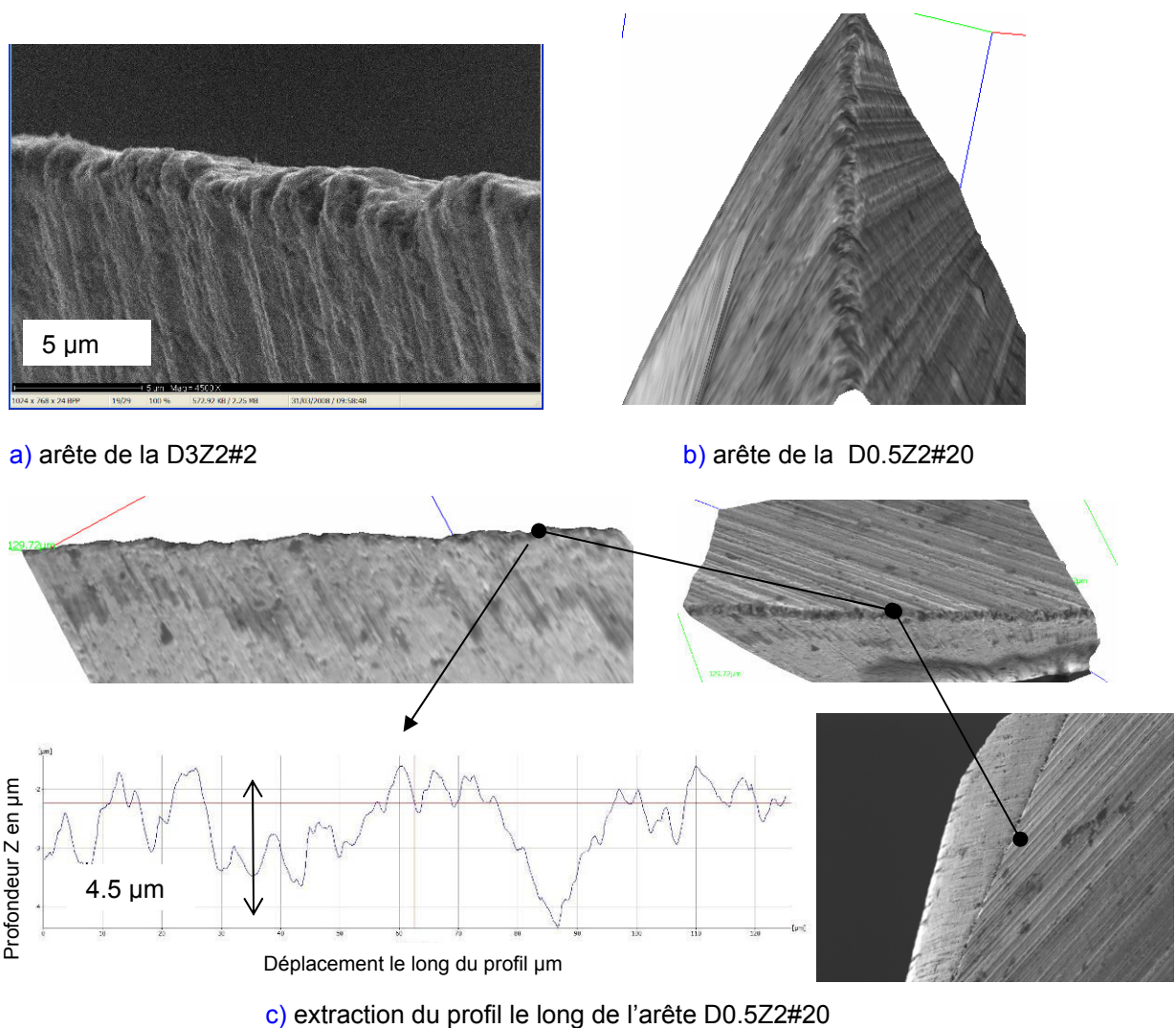


Fig. 2-33 Profil de l'arête de coupe : a) pour la D3Z2#2, b) pour la D0.5Z2#20

c) extraction de la micro-géométrie d'arête de la D0.5Z2#20reconstruite en 3D à partir d'image MEB

Becs outils

Tous les outils sont caractérisés avant utilisation. Certains outils à l'état neuf présentent des becs cassés, ils sont donc non utilisés pour l'étude. Le bec est la partie la plus fragile de l'outil. Ces détériorations sont observées sur plusieurs outils dans les deux références (D3Z2, D0.5Z2) et pas de façon systématique sur les 2 becs (Fig. 2-34). La fabrication du bec est la partie la plus délicate à réaliser en taillage, il se peut qu'il casse lors de l'usinage de l'outil, ou à cause d'une protection des outils neufs insuffisante ou d'une logistique pas assez précautionneuse. La casse du bec témoigne de la fragilité de la géométrie de coupe de ce type d'outil. Le bec est une géométrie difficilement maîtrisable lorsque le diamètre de l'outil diminue (Fig. 2-35).

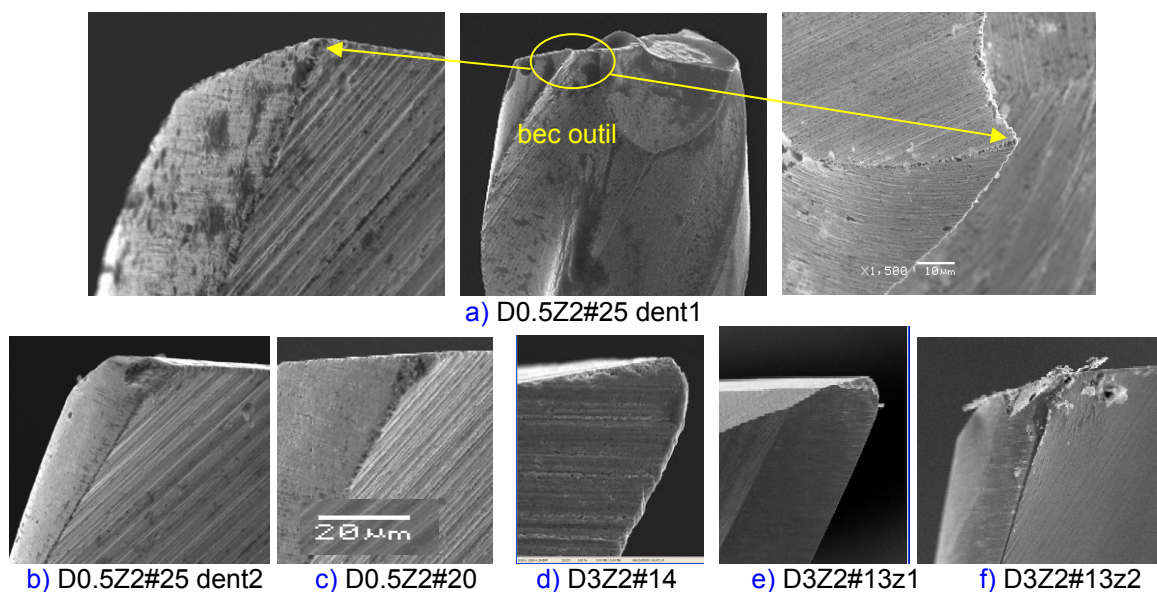


Fig. 2-34 Bec outil des fraises D3Z2 et D0.5Z2

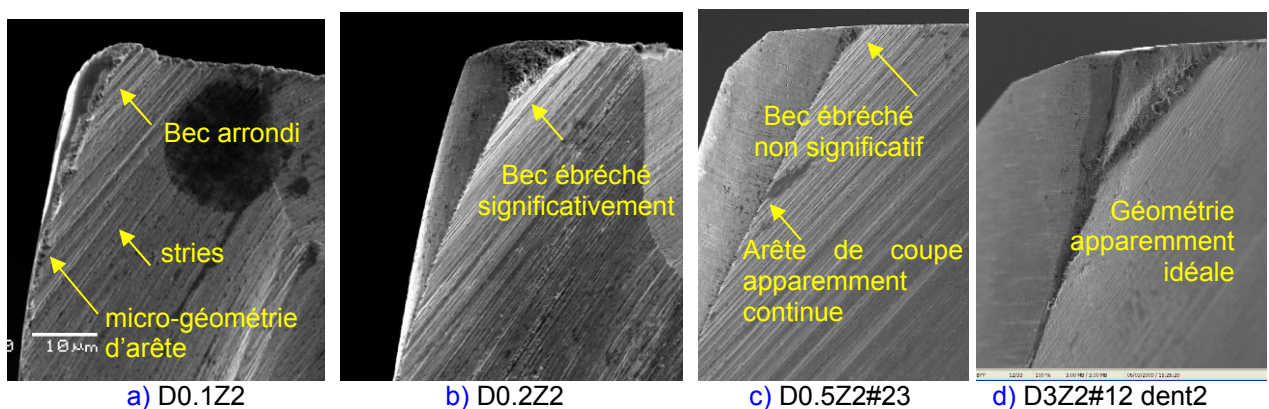


Fig. 2-35 Comparaison des becs outils en fonction du diamètre outil :

la géométrie du bec, l'acuité d'arête, les stries ne sont pas proportionnelles au diamètre

2.3.5. Conclusion

La géométrie de coupe de l'outil D3Z2 est en tout point comparable avec celle de l'outil D0.5Z2, seul le rayon d'arête R_p et la micro-géométrie de l'arête de coupe les différencient. Les outils ayant des becs intacts sont retenus pour les essais.

Une analyse micrographique ainsi qu'une vue de la section de l'outil pourraient compléter la caractérisation des outils.

La caractérisation des géométries de coupe représente un travail important. Il nécessite de sortir du laboratoire et de s'intéresser au processus global d'obtention d'un outil afin d'identifier les causes possibles aux effets observés. Il a fallu trouver un moyen de caractérisation, tester diverses technologies et investir sur ces équipements novateurs. Chaque dent d'outil utilisé dans l'étude est caractérisée. Cela représente un temps d'acquisition, de traitement et de dépouillement important. Ainsi chaque outil est substituable à un autre en établissant une notion de « groupe type » d'outil en fonction de leur caractéristiques.

2.4. Conclusion

Les paramètres de l'étude sont caractérisés et les protocoles améliorés sont établis.

Les trois nuances d'acier 316L ont des caractéristiques très proches les unes des autres. La nuance ESR marque cependant sa différence par la taille des grains, la dureté, l'absence d'inclusion. Cette nuance peut à priori apporter des résultats contrastés vis-à-vis des nuances HM et ICH sur la phénoménologie de la coupe micro de l'acier 316L.

Les outils montrent une fragilité certaine de leur bec, et de leur profil d'arête. Les valeurs de R_p sont variables. La quantité d'outils disponible pour l'étude permet de ne conserver que des spécimens équivalents par « groupe type ». Le substrat est identique pour les deux références. Les grains de carbure de tungstène sont systématiquement déchaussés le long de l'arête de coupe. Cette arête est en fait un amas de grains formant plus un chanfrein qu'un rayon d'arête homogène. Le processus de fabrication des outils influence directement les caractéristiques micro géométriques des outils (par exemple le R_p de la fraise D3Z2).

L'utilisation comparée dans l'étude des résultats entre les fraises D3Z2 et D0.5Z2 est possible sous réserve de tenir compte de ces différences.

Références

ANNE, J.-B. AND H. CLEMENT (2009). "CARACTERISATION DE LA MICRO-USINABILITE DE NUANCES D'ACIERS INOXYDABLES 316L." PFE ENSAM CLUNY.

BARBIER, C. (2008). "LE FORMAGE DE COMPOSANTS EN PETITES DIMENSIONS." THESE FEMTO ST: 133.

RICHARD, F. (2000). "MIC2M : MODELISATION ET IDENTIFICATION DU COMPORTEMENT MECANIQUE NON LINEAIRE DES MATERIAUX." FROM [HTTP://MIC2M.UNIV-FCOMTE.FR/](http://mic2m.univ-fcomte.fr/).

UGITECH "UGIMA 316L."

CHAPITRE 3

MOYENS & METHODES EXPERIMENTAUX

Plan du Chapitre

3. MOYENS & METHODES EXPERIMENTAUX.....	- 131 -
3.1. INTRODUCTION	- 131 -
3.2. EFFORTS DE COUPE.....	- 132 -
3.2.1. Introduction.....	- 132 -
3.2.2. Chaîne d'acquisition des efforts de coupe.....	- 132 -
3.2.3. Principe de mesure des efforts de coupe.....	- 134 -
3.2.4. Platine dynamométrique MiniDyn (Kistler 9256C1).....	- 136 -
3.2.4.1. Présentation	- 136 -
3.2.4.2. Caractérisation	- 141 -
3.2.4.3. Mise en place sur la machine d'essai.....	- 144 -
3.2.5. Amplificateur de charge Kistler 5017B.....	- 146 -
3.2.6. Conclusion.....	- 149 -
3.3. OBSERVATIONS ET ANALYSE D'IMAGE	- 149 -
3.3.1. Introduction	- 149 -
3.3.2. Microscopie optique.....	- 149 -
3.3.3. Mesure de la géométrie outil.....	- 150 -
3.3.4. Reconstruction 3D par stéréovision	- 152 -
3.3.5. Trinoculaire optique	- 153 -
3.3.6. Conclusion.....	- 154 -
3.4. CARACTERISATION DU COMPORTEMENT DYNAMIQUE DES BROCHES.....	- 155 -
3.4.1. Introduction.....	- 155 -
3.4.2. Fréquences propres de la broche.....	- 155 -
3.4.3. Fréquences caractéristiques des roulements de la broche Hauser (36 000 tr/min)	- 157 -
3.4.4. Fréquence de passage de dent FPD	- 160 -
3.4.5. Conclusion.....	- 162 -
3.5. PROCESSUS ELEMENTAIRE D'USINAGE.....	- 162 -
3.5.1. Introduction.....	- 162 -
3.5.2. Montage expérimental.....	- 162 -
3.5.3. Jauge outil	- 165 -
3.5.4. Contrôle des températures	- 170 -
3.5.5. Position	- 175 -
3.5.6. Capacité machine	- 177 -
3.5.7. Conclusion.....	- 181 -
3.6. MICRO COPEAUX.....	- 181 -
3.6.1. Introduction.....	- 181 -
3.6.2. Observations morphologiques	- 182 -
3.6.3. Analyse micrographique	- 182 -
3.6.4. Conclusion.....	- 183 -
3.7. CONCLUSION	- 183 -

3. Moyens & Méthodes Expérimentaux

3.1. Introduction

Les moyens et méthodes expérimentaux ont pour objectif de caractériser les données de l'étude et d'acquérir des résultats fiables et exploitables pour être analysés.

Les moyens mis en œuvre pour l'usinage sont ceux disponibles dans l'industrie, c'est un choix de notre étude. Les expérimentations en usinage se limitent à une opération de fraisage combiné rectiligne. Quelques rainurages sont réalisés.

Les méthodes expérimentales sont liées à la mesure d'efforts de coupe et à la caractérisation des géométries de coupe des outils et des surfaces usinées. Les développements réalisés dans le cadre de ces travaux de recherche consistent en de la programmation en langage objet pour le logiciel de traitement du signal et l'écriture et la mise au point de protocoles de caractérisation ou d'expérimentation.

Les moyens de caractérisation sont des équipements de laboratoire orientés recherche mais facilement implantables dans l'industrie.

La plateforme expérimentale est considérée sous différentes échelles d'étude (Fig. 3-1) :

- globalement dans son comportement thermique et vibratoire,
- localement pour les efforts de coupe instantanés,
- en détails par des observations initiales, avant et après usinage sur les outils, les surfaces usinées, le matériau pièce et les copeaux,

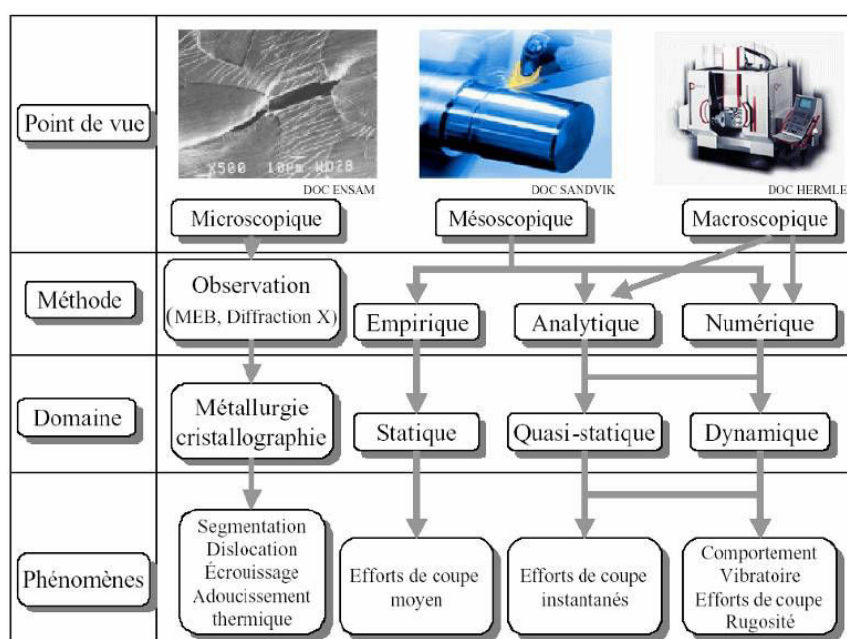


FIG. 3-1 ECHELLES D'ETUDES POUR L'APPROCHE DE LA CARACTERISATION DE LA COUPE (CHERIF, THOMAS ET AL. 2004)

3.2. Efforts de coupe

3.2.1. Introduction

La mesure de l'effort de coupe F_c ou du couple consommé par la coupe C_c est une source d'information permettant de caractériser la coupe et l'usinabilité. La mesure des efforts de coupe est habituellement maîtrisée facilement. En micro-fraisage les challenges sont la mesure d'efforts de petites intensités (quelques Newton à 10^{-2} près) avec une grande dynamique (FPD allant de 1.2 kHz jusqu'à 5 kHz). Les solutions existantes à l'échelle macro sont connues mais pas forcément adaptées à l'étude.

La mesure de puissance avec la méthode de deux ou trois wattmètres est utilisée en fraisage macro. En micro-fraisage les faibles niveaux de puissance consommée par la coupe rendent ce moyen inadapté.

La seconde solution habituellement retenue est la table dynamométrique avec comme capteur, soit jauges de contraintes, soit des capteurs piézo. La grande dynamique des efforts limite les solutions aux capteurs aux piézoélectriques.

La construction de la chaîne d'acquisition et sa caractérisation sont, ici, présentées.

3.2.2. Chaîne d'acquisition des efforts de coupe

Le principe de la mesure d'effort est d'utiliser l'effet piézo électrique. Un effort extérieur sollicite une rondelle de quartz pré contrainte soit en cisaillement pour (FX, FZ), soit en traction / compression (FY). Le quartz génère alors une variation de charge électrique mesurable dont la sensibilité à l'effort varie dans un rapport de 2 suivant le type de sollicitation. Un câble multi brin permet à un amplificateur de mesurer la variation de charge électrique sur plusieurs voies. Selon sa sensibilité et ses réglages, chaque voie délivre un signal analogique en tension dans la plage +/- 10 Volts. Chaque voie est acquise sur PC en temps réel via un logiciel de traitement du signal. Une programmation en langage objet («worksheet») permet en temps réel de traiter chacune des voies mesurées. L'acquisition des efforts (FX, FY, FZ) est alors échantillonnée. La fréquence paramétrée dans le logiciel de traitement du signal est de 10, 20 ou 50 kHz. D'un point de vue ergonomique, le paramétrage de l'amplificateur de charge est réalisé dans un menu du logiciel de traitement du signal. La communication utilise un bus type IEEE 488 (paramétrage préalable à chaque mesure, synchronisation PC / amplificateur).

Via les entrées disponibles sur la carte d'acquisition, d'autres informations sont synchronisées à l'acquisition (départ usinage, température, position, etc...). Le programme d'usinage comporte des codes machines (code M) qui activent une sortie automate en début et fin de passe. Ce signal, tout ou

rien, est lu dans son état logique (optocouplage pour protéger la carte d'acquisition) et permet de piloter l'acquisition de façon automatisée.

La chaîne d'acquisition des efforts de coupe est schématisée sur la Fig. 3-2 et Fig. 3-3.

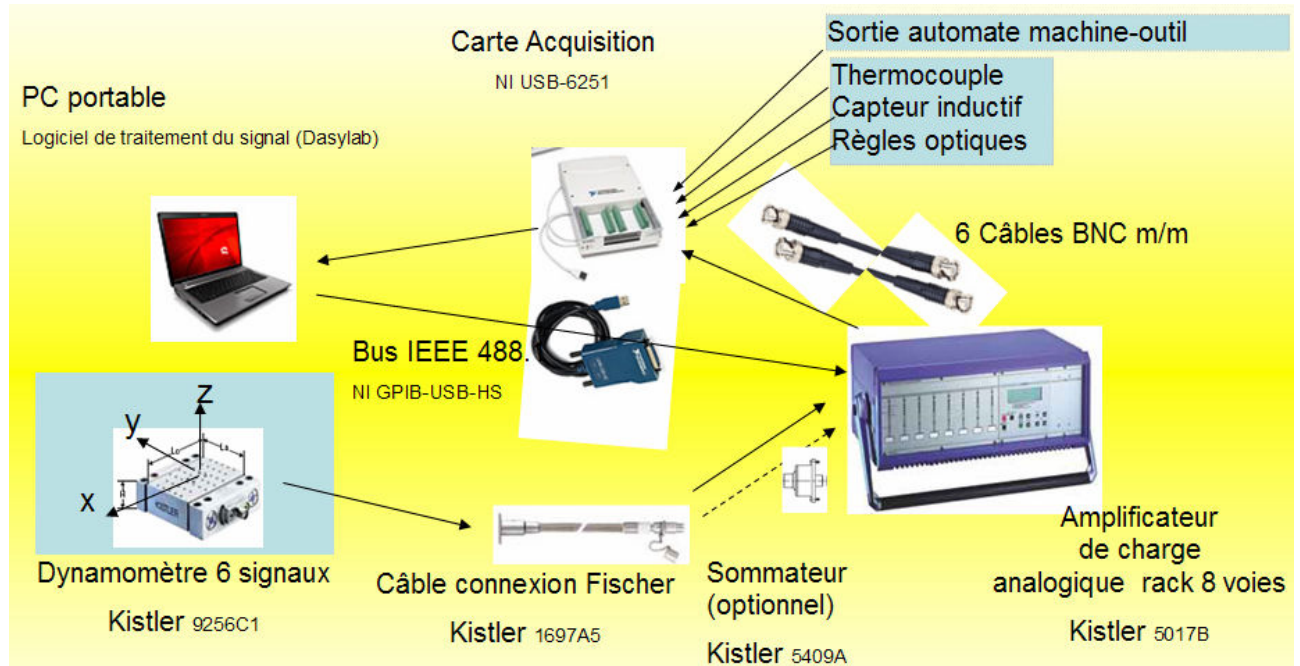


Fig. 3-2 Chaîne d'acquisition des efforts de coupe

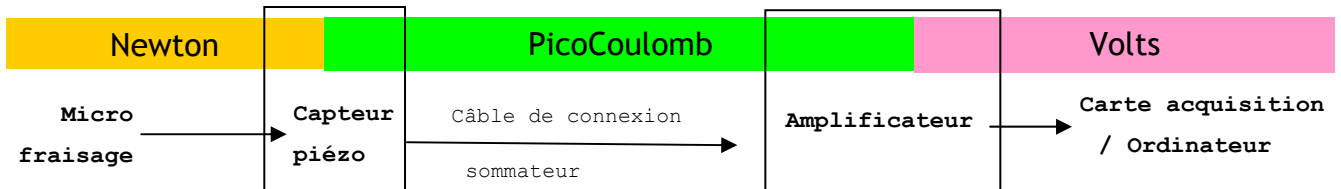


Fig. 3-3 Grandeurs utilisées dans la chaîne d'acquisition des efforts de coupe

Toute une série de caractérisations permet de tester l'influence de l'environnement expérimental sur l'acquisition, par exemple la mise en route de la pompe à lubrifiant de la machine outil, ou encore le déplacement d'un opérateur dans le local expérimental. Les relevés de mesures montrent la sensibilité de la chaîne d'acquisition et les perturbations subies qui peuvent être aussi caractérisées. Il en découle l'établissement de précautions expérimentales pour obtenir des valeurs d'acquisition conventionnellement vraie au sens métrologique du terme.

Une prospection sur d'autres solutions de mesure d'efforts de petites intensités avec une grande dynamique a été réalisée dans le cadre de l'étude mais n'est pas présentée.

Les expériences obtenant les résultats les plus précis présentées dans la littérature utilisent la platine dynamométrique « MiniDyn 9256C1 » Kistler. Disponible à la commercialisation, c'est celle qui possède les meilleures caractéristiques (sensibilité et bande passante) et qui est utilisée dans l'étude. Le terme « platine » sera utilisé pour la désigner.

La platine est un élément d'interface qui est rajouté entre l'éprouvette et la table machine par rapport à une situation d'usinage classique (non instrumenté). La rigidité de la platine est supérieure à $250 \text{ N}/\mu\text{m}$, soit une déformation de moins de $0.1\mu\text{m}$ sous 25N . Le choix de la fixation de l'éprouvette (la plus rigide possible) doit être validée expérimentalement. Un couplage vibratoire est possible avec la structure machine (bâti, broche, ...). La solution retenue est de fixer la platine sur une fausse table de masse. En conclusion, cette interface ne perturbera pas, à priori, le phénomène de coupe étudié.

3.2.3. Principe de mesure des efforts de coupe

L'acquisition des efforts de coupe F_X , F_Y , F_Z en fonction du temps (Fig. 3-4-a) dans le repère pièce permet de calculer l'effort de coupe résultant F_c en l'approximant à l'effort F_{res} . La composante F_Z n'est pas utilisée pour le calcul de F_{res} .

Le principe de mesure est détaillé sur la Fig. 3-4 et [Erreur ! Source du renvoi introuvable.](#). La valeur moyenne de l'effort F_{res} est calculée entre deux curseurs de façon différentielle ($F_{res_{usi}} - F_{res_{vide}}$) si le profil d'effort est bruité ou décalé. La valeur moyenne est évaluée, à vide ou « air cutting » avant usinage entre t_3 et t_4 ($F_{res_{vide}} = F_{res_{t_4-t_3}}$), et en usinage ($F_{res_{usi}} = F_{res_{t_2-t_1}}$). Le profil enveloppe des efforts étant quasi constant par domaine (à vide et en usinage), le choix de t_1 et t_2 (resp. t_3 et t_4) est peu influent.

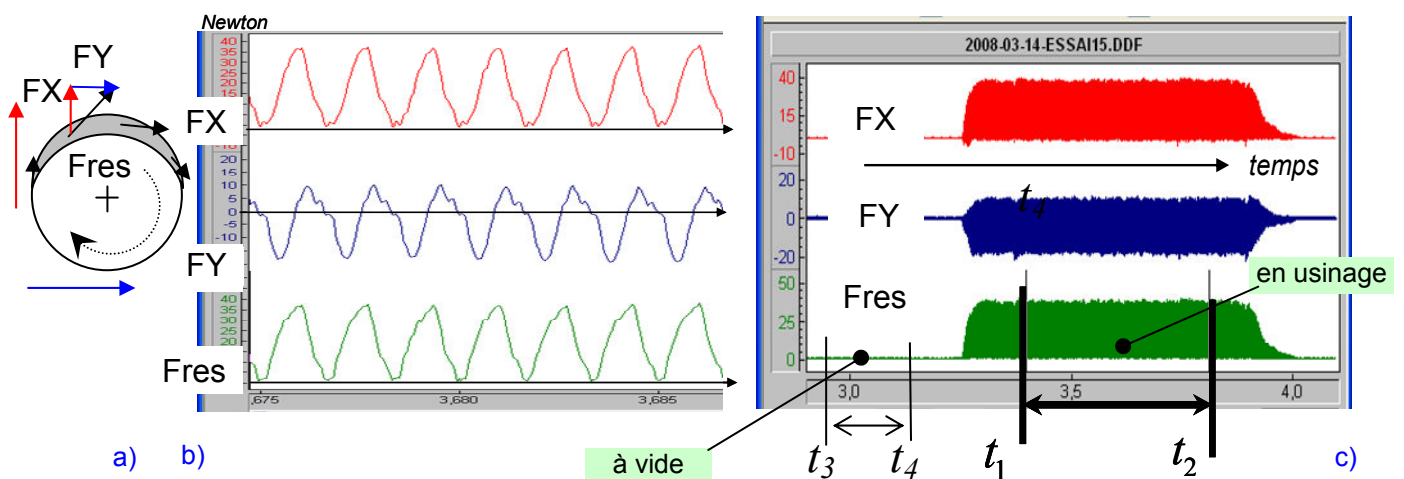


Fig. 3-4 Efforts de coupe enregistrés : a) efforts, b) profil d'effort, c) profil enveloppe des efforts

$$Fc \approx Fres = \sqrt{FX^2 + FY^2} \quad (3-1)$$

$$Fc_{moyen} \approx Fres_{moy} = Fres_{usinage} - Fres_{vide} = \frac{1}{(t_2 - t_1)} \int_{t_1}^{t_2} Fres.dt - \frac{1}{(t_4 - t_3)} \int_{t_3}^{t_4} Fres.dt \quad (3-2)$$

La détermination de l'énergie spécifique de coupe permet de comparer les niveaux énergétiques pour différents paramètres d'usinage avec un même outil ou plusieurs outils entre eux. Son calcul s'obtient en divisant la puissance consommée par la coupe par le débit copeau.

$$Q = Vc * Ae * Ap / 1000 \quad (3-3)$$

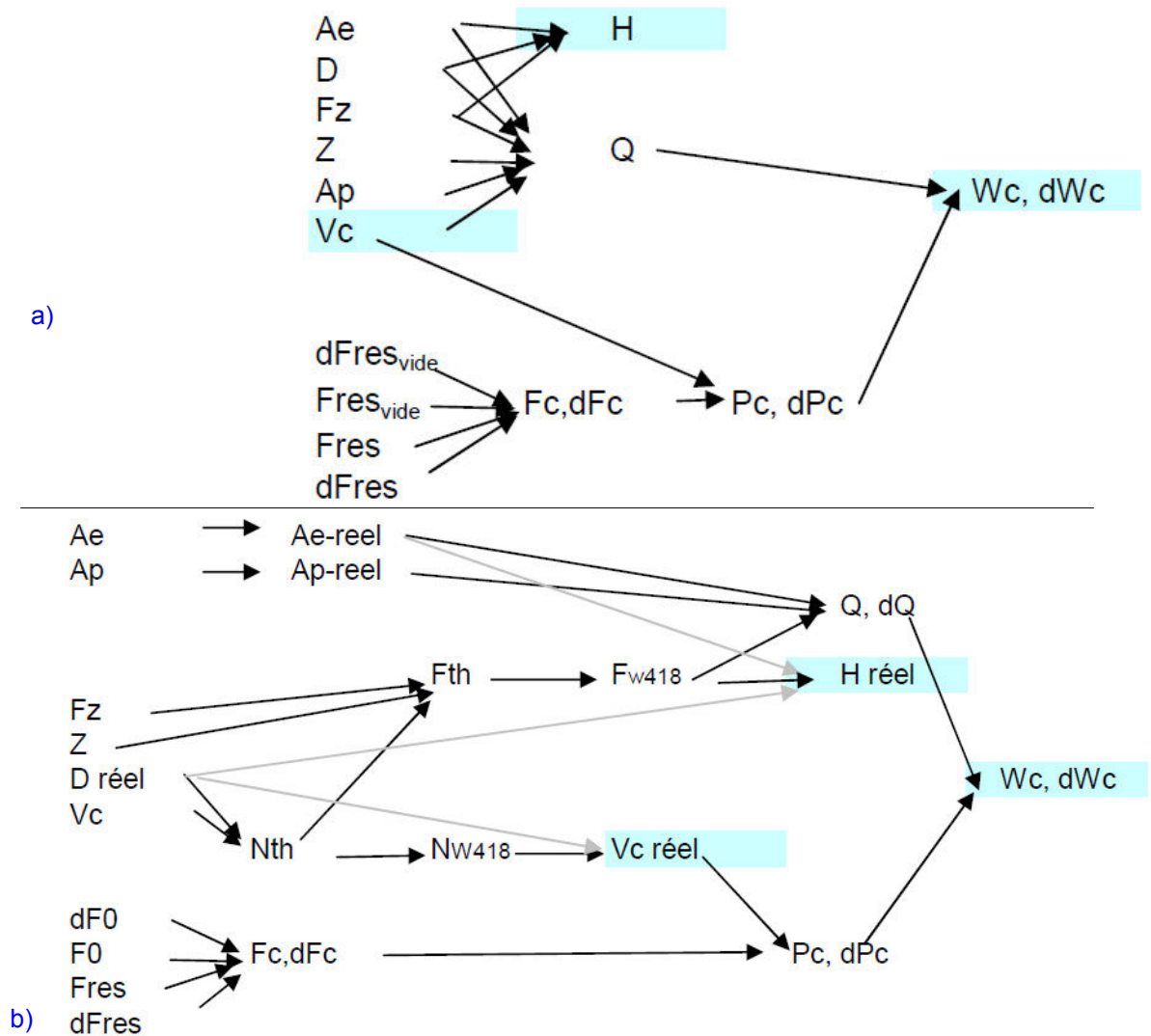
$$Wc = \frac{Fc_{moyen} \cdot Vc}{60 \cdot Q} = \frac{Cc \cdot \omega}{Q} \quad (3-4)$$

Avec Vc en m/min, Ae en mm, Ap en mm, Q en mm³ / min, Fc en Newton, Cc en N.mm, ω en rad/min, Wc en N.mm².min⁻¹

La Fig. 3-5 présente le synoptique nécessaire au calcul de Wc. Son calcul est indirect et dépend de beaucoup de variables. Tous les paramètres doivent être préalablement connus. Ce qui justifie la mise en œuvre de moyens expérimentaux pour les déterminer. La notion de capabilité de la mesure de chacun de ces paramètres est significative pour réduire le bruit et les incertitudes de mesure lors de la coupe à l'échelle micro.

Le calcul de Wc est souvent effectué à partir des valeurs théoriques des paramètres choisis dans les essais, mais rarement à partir des conditions réelles de l'essai. Cela peut nuire à la précision des résultats et à leurs interprétations. Pour exemple dans l'étude, pour écart $\Delta = 6.6 \%$ sur la valeur de Ap (théorique = 1000 μm ; réel mesuré = 934 μm) la variation sur Wc est de $\Delta = 7 \%$ (55.75 à 52.07 W.cm⁻³.min⁻¹). La connaissance des conditions réelles de l'essai est un challenge technologique et nécessite un protocole expérimental.

Le calcul du couple à partir des efforts FX et FY est envisagé (3-4), mais nécessite de connaître la position instantané de l'outil (en X et en Y) dans le repère de la platine dynamométrique. Une solution expérimentée et non finalisée est de synchroniser la mesure de position obtenue par les règles machines avec les efforts FX et FY.



Les valeurs sont aux incertitudes de mesures près.

Fig. 3-5 Synoptique de détermination de W_c : a) avec seulement les incertitudes liées à l'acquisition, b) avec les incertitudes liées à l'acquisition et la mise en oeuvre

3.2.4. Platine dynamométrique MiniDyn (Kistler 9256C1)

3.2.4.1. Présentation

La platine dynamométrique délivre 6 signaux qui permettent de mesurer et de calculer 5 composantes d'effort dans le repère de mesure lié à la platine : F_X , F_Y , F_Z , M_X , M_Z . De par sa grande sensibilité et sa bande passante élevée, c'est le capteur le plus performant du marché. Sa plage de mesure est de 0 à 250 N.

Une cellule de charge ($n^\circ i$) est composée de 3 rondelles de quartz délivrant 3 efforts F_{Xi} , F_{Yi} , F_{Zi} (Fig. 3-6-c). Ce dynamomètre est composé de 4 cellules (numérotées 1 à 4 Fig. 3-6-a), qui supportent la

table (Fig. 3-6-b). La dimension hors tout est de 25 x 80 x 75 mm. La surface utile de la table est de 80 x 39 mm (Fig. 3-6-e).

La distance entre ces cellules est connue. Le fabricant Kistler précâble en parallèle certaines des 12 sorties des cellules, 6 sorties sont disponibles (Fig. 3-6-c). Les efforts accessibles suivant 5 composantes sont alors calculés par sommation (Fig. 3-6-d). Cette sommation se fait avec un plug vendu par Kistler, ou après amplification et acquisition par le logiciel sur le PC.

Le sommateur réduit le nombre de voies nécessaires à l'amplification (3 voies) mais avec une perte d'information. Avec un amplificateur à 6 voies minima, la totalité des 6 signaux délivrés est traitée. La carte d'acquisition possède suffisamment d'entrées pour traiter ces 6 voies. La sommation se fait alors dans le logiciel de traitement du signal. Cela permet d'analyser plus précisément quelles cellules sont chargées lors de l'usinage, et de calculer les couples suivant X (MX) et suivant Z (MZ). Pour calculer le couple Y (MY), jugé non utile dans cet étude, un dynamomètre 6 composantes avec un amplificateur 8 voies est nécessaire (découplage des voies FZ) (Fig. 3-7).

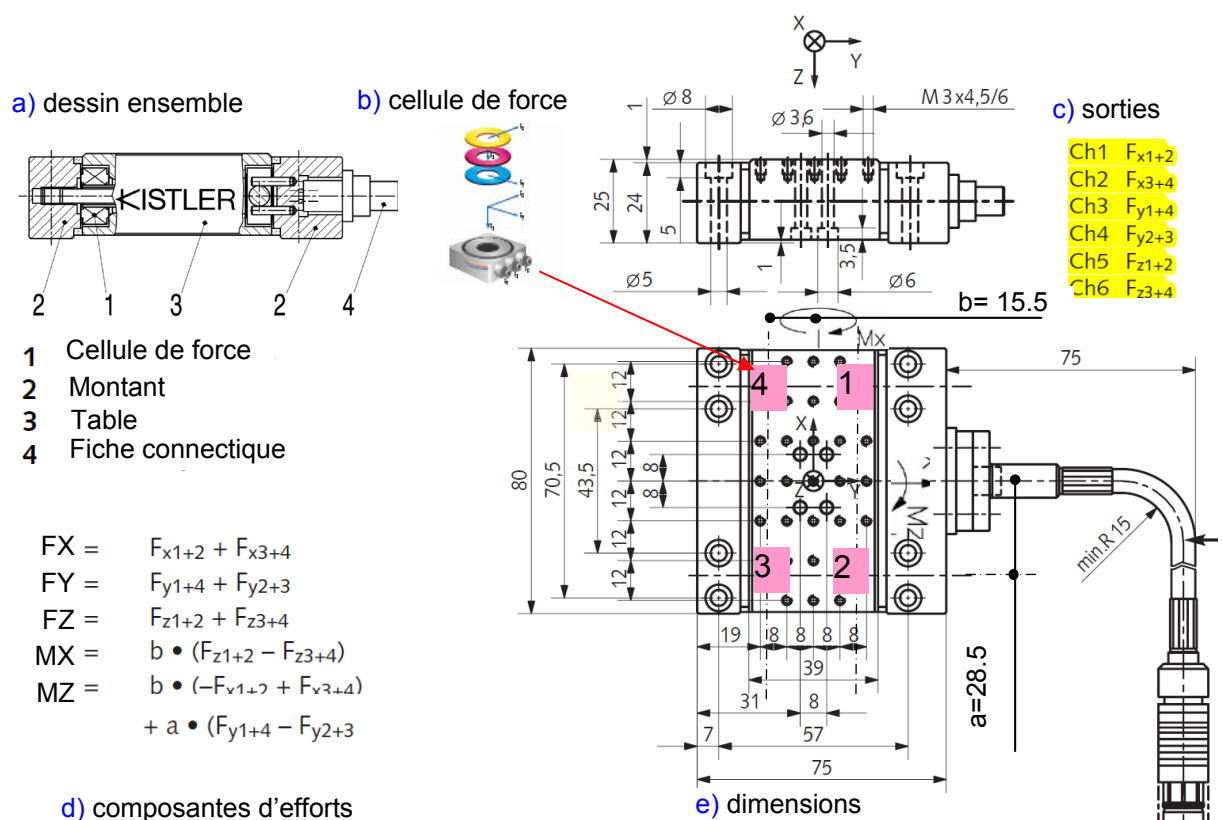


Fig. 3-6 a) Dessin d'ensemble de la platine MiniDyn 9256C1

b) cellule de force, c) 6 signaux délivrés

d) calculs des 5 composantes d'effort, e) dimensions de la platine

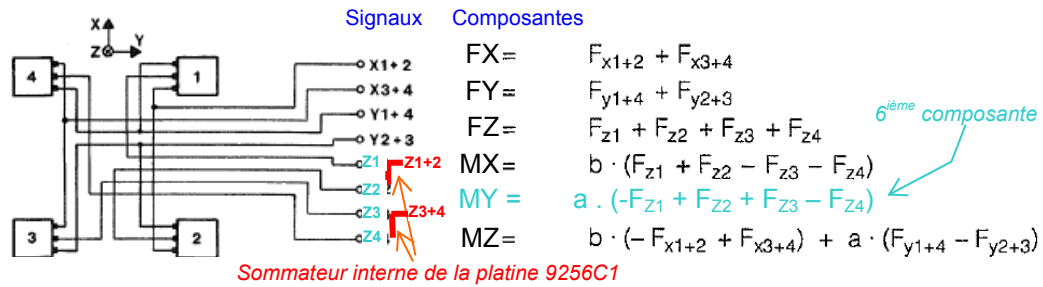


Fig. 3-7 Exemple de dynamomètre 8 signaux pour 6 composantes

(ou 6 signaux pour 5 composante : traits rouges = sommateur interne de la platine 9256C1)

Maintien et mise en position

Les surfaces de référence de la platine sont sur les montants :

- appui plan : 2x surfaces de dessous
- appui linéaire rectiligne (optionnel) : 1x surface latérale
- appui ponctuel (optionnel) : 1 x surface en bout

Le positionnement isostatique est à « construire » lors de la mise en œuvre.

Pour le maintien en position, deux solutions de maintien sont possibles :

- fixation par vis dans les trous lamés de la platine
- fixation magnétique (celle retenue).

a) Avec 8 vis (taille M4)

La fixation de la platine préconisée par Kistler est d'utiliser 4 ou 8 vis (Fig. 3-8). Le serrage se fait à la clé dynamométrique. Les efforts enregistrés par les capteurs lors du serrage de ces vis sont mesurés et qualifiés de « pré charge ». Le couple de serrage, l'ordre de serrage, la qualité de la surface d'appui plan, pré chargeant les cellules de la platine jusqu'à 150 N. La plage de mesure s'en trouve réduite.

Les montants de la platine sont en acier doux. Leur déformation au niveau du passage de vis est source de précontraintes. Il faut pierrer (avec une pierre blanche Arkansas) les surfaces d'appui des montants pour assurer un défaut de forme minimum.

Le lamage des têtes de vis ne permet pas l'emploi de rondelle. Les têtes des vis tournent directement sur les montants. Leurs diamètres doivent être ré usinés pour qu'elles rentrent dans les lamages. Le choix de vis de diamètre inférieur M3 est possible.

Après expérimentation, il est souhaitable de dissocier la mise en position et le maintien en position. Le montage doit être isostatique complet avec des butées par obstacle opposées à la direction présumée des efforts. La fixation par vis n'est pas retenue.

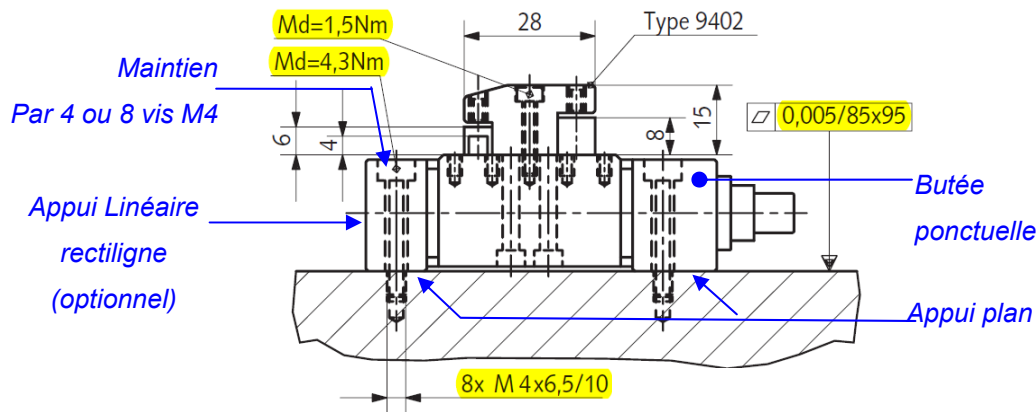


Fig. 3-8 Mise en position et maintien de la platine (doc. Kistler + commentaires)

b) Sur une plaque magnétique

Le fabricant de la platine propose une solution alternative de fixation par un plateau magnétique (comme sur une table de rectifieuse). La mise en oeuvre est simple et rapide. La table de la platine est en titane amagnétique et « ne peut donc être influencée par le champ magnétique » dicit Kistler.

Une table magnétique de plusieurs kilogrammes (7 Kg) est utilisée. La platine est posée sur la table puis glissée vers une ligne directrice et une butée ponctuelle. Le bridage magnétique pré charge les cellules à une valeur mesurée ne dépassant pas 23 N.

Variabilités observées

Les cellules de force sont sensibles à la température, particulièrement en compression, ici suivant Y. Le doigt posé puis ôté au dessus d'une cellule suffit à faire dériver le signal. La constante de temps est importante avant de retrouver une stabilité (Fig. 3-9).

Les précautions expérimentales à prendre sont :

- équilibre thermique de l'éprouvette et de sa fixation (fixée 24h avant essai)
- équilibre thermique du lubrifiant (circulation avant essai).

L'apport calorique de la coupe n'est pas traitée et supposée minimal avec peu de volume usiné.

L'isolation de la table est possible avec un revêtement adhésif de type Kapton.

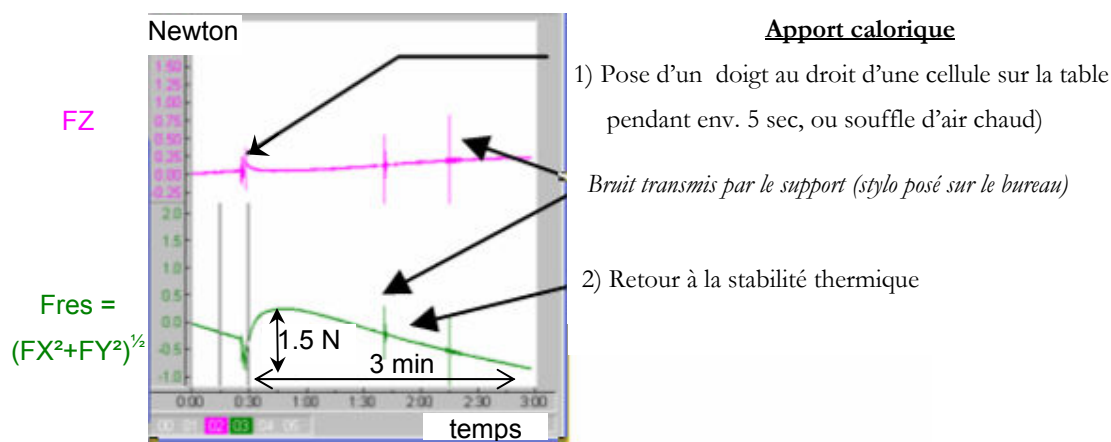


Fig. 3-9 Sensibilité thermique de la platine au droit des cellules de force

Un câble long de 5 m, relie la platine à l'amplificateur de charge. Il est remarqué que le fait de le secouer en cours d'acquisition perturbe la mesure. L'amplificateur mesure des variations de charge de l'ordre de 0.1 pC. Une hypothèse de triboélectricité du câble secoué pourrait générer des charges parasites. Il est décidé de fixer le câble au bâti machine, et de faire en sorte que la connectique ne supporte aucune tension. La mesure n'est plus perturbée, l'amélioration est validée.

La fixation de l'éprouvette se fait avec des vis M3 dont le serrage est contrôlé à la clé dynamométrique à 1.5 Nm. Le trou taraudé doit être dégraissé avant d'y serrer la vis. Le serrage de l'éprouvette peut être variable, en fonction du coefficient de frottement de la liaison (lubrifiant, ...).

L'effet magnétique sur les cellules piézo électrique est expérimenté involontairement suite à un essai sur machine outil à plateau tournant. La platine dynamométrique s'est retrouvée dans un champ magnétique venant du moteur couple du plateau tournant. Ce champ magnétique était tournant (confirmation par mesure au Teslamètre et boussole). Les mesures d'effort via la platine étaient incohérentes. La machine était inadaptée pour les expériences envisagées.

L'influence du champ magnétique est testée sur un socle magnétique de comparateur. Une sensibilité du signal délivré par les cellules est trouvée pour un champ magnétique évolutif (en translation ou rotation) mais pas pour un champ magnétique stationnaire. Cette constatation sur la sensibilité est soumise à Kistler qui étudie la question.

Un saut de « zéro » de référence de la mesure est parfois détecté lorsque l'outil touche l'éprouvette. Il reste inexpliqué et fait l'objet de discussions avec les ingénieurs de chez Kistler. La charge électrostatique apportée par l'outil peut-être incriminée.

3.2.4.2. Caractérisation

Bande passante

La fréquence propre de la platine est caractérisée pour chaque direction de mesure X, Y, Z. La table de la platine est en titane afin de réduire la masse embarquée et d'augmenter la dynamique d'acquisition. La masse totale de la platine n'est que de 750 gr. Pour obtenir la plage de fréquence la plus large possible, il convient d'analyser le comportement dynamique de l'ensemble du système de mesure. Le montage d'une pièce lourde modifie le comportement dynamique. Idéalement la caractérisation devrait se faire avec l'éprouvette fixée sur la table de la platine, et la platine fixée à son plateau magnétique.

La Fig. 3-10 a)-b)-c) présente les données du constructeur pour la caractérisation de la platine seule en laboratoire. L'axe des abscisses correspond à la gamme de fréquence, l'axe des ordonnées est le quotient du signal de sortie (accéléromètre collé sur la platine ou les cellules de force de la platine) et du signal de sortie de référence (impulsion du marteau à choc). La bande passante utilisée pour la mesure est définie :

- en limite haute : mesure sans erreur jusqu'à env. 1/3 la fréquence propre F_o de la platine,
- en limite basse : par la dérive de l'amplificateur de charge et la qualité de l'isolement.

Les résultats d'étalonnage sont :

$$F_{o_X} \geq 5.1 \text{ kHz} \quad F_{o_Y} \geq F_{o_X} \quad F_{o_Z} \geq 5.5 \text{ kHz}$$

Expérimentalement, l'identification de la FRF pour l'axe Z avec le logiciel CutPro© est conforme aux données constructeur (Fig. 3-11 ; Fig. 3-12). La valeur de F_{o_Y} est estimée car difficile à mesurer.

La bande passante est établie à 1.7 kHz, correspondant à la FPD maximale. Pour un outil à 2 dents, la rotation critique est de 51 000 tr/min. La Fig. 3-10-d présente le signal obtenu avec plus ou moins de distorsion lors d'essais avec l'outil D0.5Z2 et la broche 160 000 tr/min.

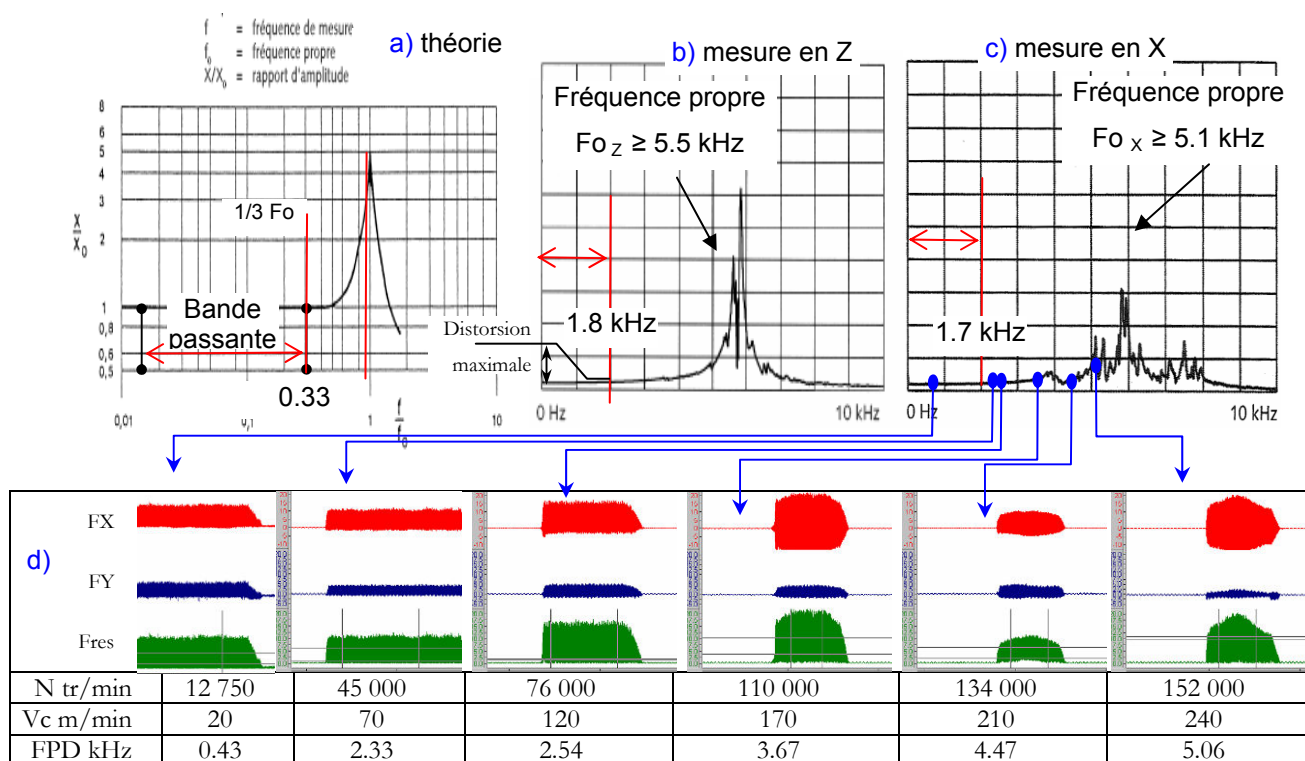


Fig. 3-10 Caractérisation de la bande passante pour la platine

données constructeur **a)** théorie, **b)** mesurées pour l'axe Z, **c)** mesurées pour l'axe X

d) distorsion du profil d'effort en fonction de la FPD

(D0.5Z2 ; acier 316L HM ; $F_z = 7 \mu\text{m} / \text{dt} / \text{tr}$)

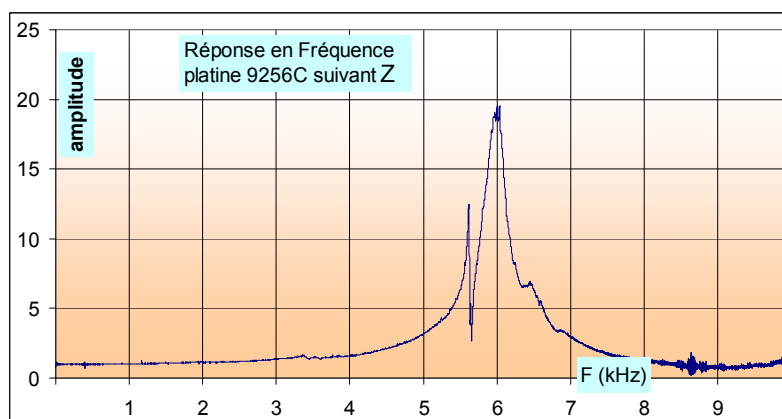


Fig. 3-11 Fonction de Réponse en Fréquence de la platine suivant son axe Z

(identifiée avec le logiciel CutPro© ; marteau à 2.23 mV/N ; accéléromètre à 9.7 mV/g)

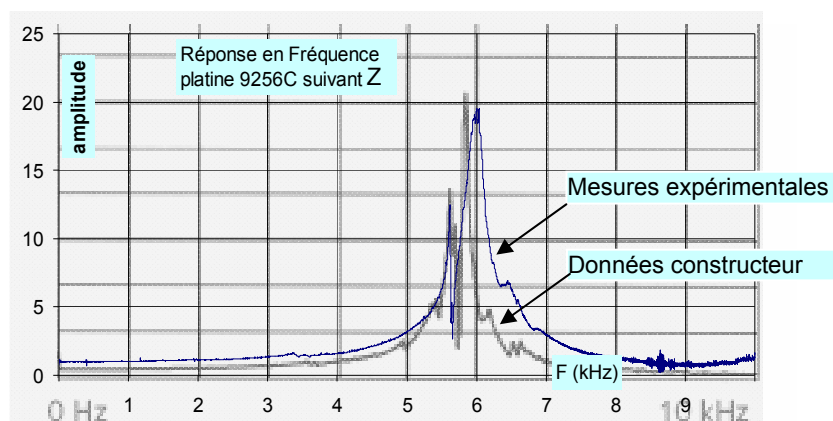


Fig. 3-12 Comparaison de la FRF de la platine entre données constructeur et mesure expérimentale (suivant l'axe Z de la platine)

Sensibilité

La plage de mesure est de 0-250N. La sensibilité des voies est exprimée en pC / N (pico coulomb par newton). L'étalonnage se fait suivant deux calibres (0 / 25 N et 0 / 250 N). Les résultats d'étalonnage sont présentés à la Fig. 3-13. La réponse est quasi linéaire ($\pm\%$ FSO) est inférieure à 0.1%) sur l'ensemble de la plage d'utilisation. La sensibilité varie peu suivant le calibre utilisé.

Calibrated Range N	Sensitivity pC/N	Linearity $\leq \pm\%$ FSO	Cross talk			
			%		%	
<i>F_x</i> 0 ... 250	-25,54	0,1	<i>F_x</i> → <i>F_y</i>	1,1	<i>F_x</i> → <i>F_z</i>	-1,4
<i>F_x</i> 0 ... 25	-25,47	0,1	<i>F_x</i> → <i>F_y</i>	1,1	<i>F_x</i> → <i>F_z</i>	-1,4
<i>F_y</i> 0 ... 250	-13,04	0,1	<i>F_y</i> → <i>F_x</i>	1,4	<i>F_y</i> → <i>F_z</i>	0,5
<i>F_y</i> 0 ... 25	-12,99	0,1	<i>F_y</i> → <i>F_x</i>	1,4	<i>F_y</i> → <i>F_z</i>	0,4
<i>F_z</i> 0 ... 250	-26,16	0,1	<i>F_z</i> → <i>F_x</i>	-0,3	<i>F_z</i> → <i>F_y</i>	1,0
<i>F_z</i> 0 ... 25	-26,08	0,1	<i>F_z</i> → <i>F_x</i>	-0,3	<i>F_z</i> → <i>F_y</i>	0,9

Fig. 3-13 Valeurs d'étalonnage de la platine (réf 9256C1 n° de série : 1308163)

Etalonnage et vérification

Avant les essais, la platine et son câble sont envoyés chez le fabricant Kistler. Un certificat d'étalonnage donne la sensibilité de chacune des voies. Le réétalonnage n'a pas été effectué en fin d'étude. Cependant une vérification est effectuée régulièrement par pesage d'une masse de référence connue. Les surfaces de référence des montants de la platine permettent d'orienter la direction de mesure du dynamomètre *F_x*, *F_y*, ou *F_z* dans la direction de l'accélération de pesanteur. La masse de référence est mesurée à 0.001 gramme près auprès d'un laboratoire habilité Cofrac pour vérifier sa constance et comparer les résultats. Une fois l'acquisition déclenchée, la masse est posée sur la platine.

Après stabilisation des efforts mesurés, la masse est ôtée (Fig. 3-14). L'analyse de la mesure se fait en chargeant puis en déchargeant la masse. La platine est conforme pour chacun des 3 axes.

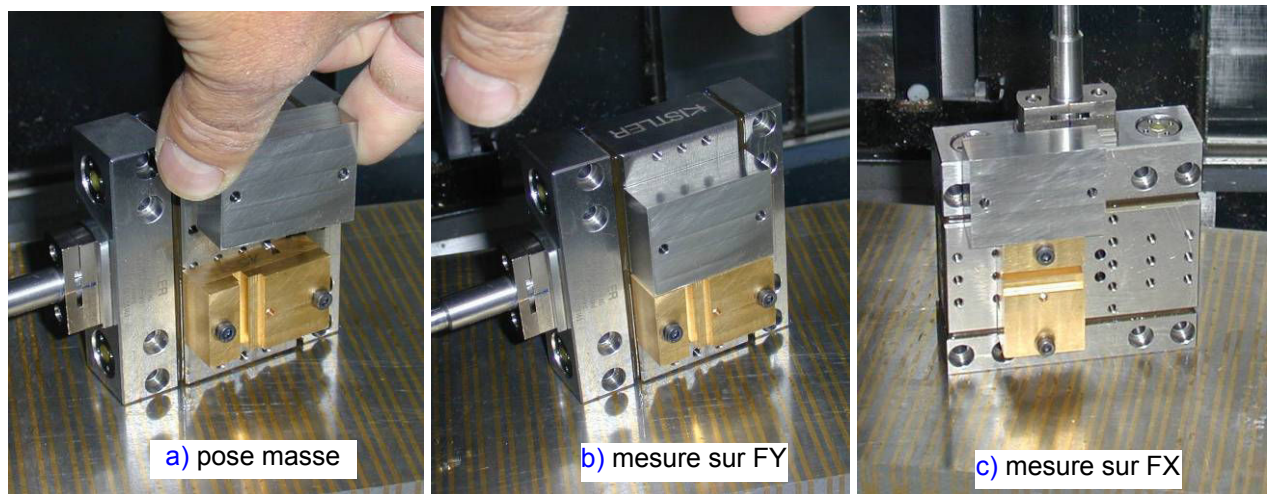


Fig. 3-14 Vérification de la platine : a) pose de la masse, b) mesure sur FY, c) mesure sur FX

3.2.4.3. Mise en place sur la machine d'essai

Orientation de la platine par rapport à la direction d'avance en essai

La sensibilité de FY est deux fois moindre que celle de FX et FZ. L'usinage en expérimentation est paraxial. La mesure des efforts dans le repère pièce se fait suivant le repère FX, FY, FZ du dynamomètre. Le choix de la direction d'avance par rapport à l'axe Y de la platine permet de doubler la sensibilité. L'objectif est la mesure des efforts dans le plan d'avance. Idéalement la platine devrait être mise sur le champ (comme sur la Fig. 3-14 a)-b)), son axe Y serait alors dans la direction de l'axe de broche.

Protection

Un carter est étudié, dessiné, réalisé, testé et validé pour permettre :

- la protection de la platine contre le lubrifiant (Fig. 3-15-a),
- l'usinage dans une baignoire d'huile entière (Fig. 3-15-b).

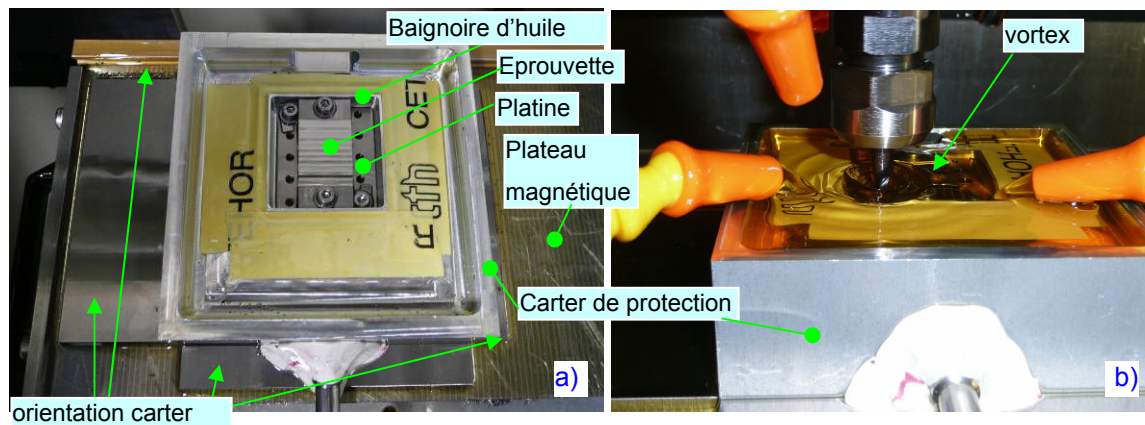


Fig. 3-15 Platine dynamométrique en situation

a) éprouvette macro fixée, carter de protection, platine dynamométrique, plateau magnétique

b) baignoire d'huile, vortex créé par la rotation de l'outil

Montage de l'éprouvette

Pour garder une grande bande passante, un soin particulier est apporté à réduction de la masse de l'éprouvette fixée sur la table. Le choix de la dimension de l'éprouvette est un compromis entre la possibilité d'usiner avec $A_p = 1$ mm et la réduction de la masse embarquée :

- épaisseur de 6 mm : permet d'usiner avec la fraise D3,
- longueur de 39 mm : correspond à la largeur de la table,
- largeur de 20 mm maxi : d'après le format du brut livré de l'acier 316L (D72).

La fixation est légère et directe par 2 vis M3 distantes de 32 mm (visible sur la Fig. 3-15).

Pour l'éprouvette micro, la masse peut être réduite. Un montage spécifique est réalisé (Fig. 3-16-a), l'ergonomie est améliorée et la masse embarquée est encore diminuée (Fig. 3-16-b-d).

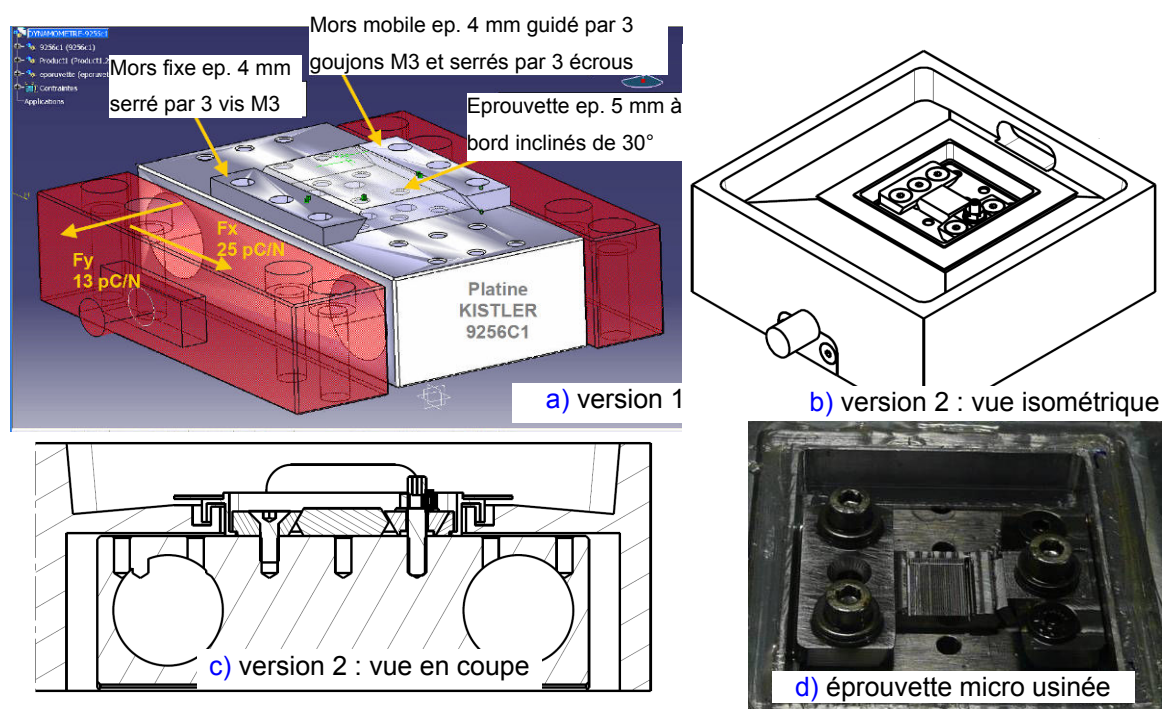


Fig. 3-16 Montage de l'éprouvette micro sur la platine

a) version 1, b) version 2 avec carter de protection, c) vue en coupe version 2, d) éprouvette micro usinée

3.2.5. Amplificateur de charge Kistler 5017B

La plage de mesure et le nombre de voies sont les caractéristiques essentielles de l'amplificateur de charge. La bande passante proposée est toujours supérieure au besoin exprimé pour la mesure d'efforts.

L'amplificateur utilisé est de référence 9017A. Sa plage de mesure minimum est de 10 pC pour une bande passante de 0 – 200 kHz. Le réglage en pleine échelle permet de détailler la mesure sur une sortie de ± 10 Volts.

Il est analogique. Sa fabrication est arrêtée, mais sa maintenance est assurée par le service après vente de Kistler. Suite à une intervention pour passer de 5 à 8 le nombre de voies disponibles, son étalonnage est réalisé en début d'étude. La connectique à l'amplificateur depuis la platine et vers la carte d'acquisition sont sensibles à la graisse et à l'humidité. Elles sont nettoyées avant enfichage pour assurer la bonne résistivité (réf Kistler Type 1003 Spray).

Les paramètres de l'amplificateur sont réglables (sensibilité, filtre passe-bas, constante de temps, gain). L'amplificateur est paramétré et piloté depuis le PC via un bus GPIB (IEEE488).

L'affectation de l'ordre des signaux venant de la platine est donnée par le câble de liaison. Cet ordre est fixe. L'emploi d'un boîtier (réf Kistler 5405A) permet d'interfacer la connectique du câble venant de la platine (type mini Fischer) vers des fiches BNC, permettant une liberté de montage vers

l'amplificateur. L'affectation des signaux sur les voies de l'amplificateur peut être choisie (en fonction de l'étalonnage de chaque voie), ou traités indépendamment sur des amplificateurs monovoie. Des sommations de signaux sont aussi possibles afin de réduire le nombre de voies amplifiées.

D'autres amplificateurs sont testés, de plage de mesure inférieure ou supérieure :

- réf 5070 : mesure minimum 200 pC, bande passante 0-45 kHz. Sa faible sensibilité ne permet pas d'obtenir la précision des mesures souhaitées,
- réf 5015 : mesure minimum 2 pC, bande passante 0-200 kHz. Il est monovoie et numérique. Pour l'étude il nécessite un investissement important de 6 amplificateurs et de 6 câbles GPIB. L'amplificateur analogique réf 5011 est de caractéristiques identique mais n'est plus proposé à la vente,
- réf 5080 (en cours de développement au moment des travaux): mesure minimum 2 pC, bande passante 0-200 kHz, montage de 8 voies dans un rack, piloté et programmé par liaison RS232.

Soit S_p la sensibilité de la platine, soit S_m la mesure minimale de l'amplificateur, la résolution en Newton est de S_m/S_p (Tab. 3-1).

	Platine	réf 9256C	réf 9217A
	Sensibilité S_a	25 pC/N	105 pC/N
réf 5070	200 pC	8	1.9
réf 5017	10 pC	0.4	0.095
réf 5015 / réf 5080	2 pC	0.08	0.019
Amplificateur	Mesure minimale S_m	Résolution en N	

Tab. 3-1 Résolution en Newton en pleine échelle pour une association platine / ampli

Le signal amplifié varie en sortie dans une plage de $\pm 10V$. Pour ± 0.01 N d'effort de coupe, le signal varie en pourcentage de $100.Fc.S_m/S_a$ (Tab. 3-2).

	Platine	réf 9256C	réf 9217A
	Sensibilité Sa	25 pC/N	105 pC/N
réf 5070	200 pC	0.1%	0.5%
réf 5017	10 pC	2.5%	10.5%
réf 5015 / réf 5080	2 pC	12.5%	52.6%
Amplificateur	Mesure minimale Sm	% Variation du signal de sortie pour 0.02 N	

Tab. 3-2 Résolution de la chaîne d'acquisition pour 0.02 N d'effort

La résolution de la chaîne d'acquisition des efforts de coupe est compatible avec les objectifs visés. Pour des efforts de faible intensité, le rapport signal sur bruit est cependant faible. L'amélioration de la résolution actuelle passe d'abord par la diminution de la valeur minimum de la plage de mesure (réf 5080 : un investissement en attente) avant l'investissement sur un autre type de platine.

La mesure des efforts ne peut pas se faire de façon continue sur une longue période de temps. La dérive des signaux amplifiés est problématique. Elle est non prévisible et variable d'une voie à l'autre. Elle ne peut être compensée. Elle est observée en démarrant une acquisition à vide sans câble connecté. L'observation montre que la dérive est sensible à la température « interne » de l'amplificateur. A froid, la dérive peut être importante. L'amplificateur doit être allumé au moins 12h avant le début des acquisitions. La dérive observée est alors de moins de 0.5 pC/seconde.

Pour une durée d'acquisition de 10 secondes lors de l'usinage, la dérive serait de 5 pC, ce qui représente 0.2 N de variation.

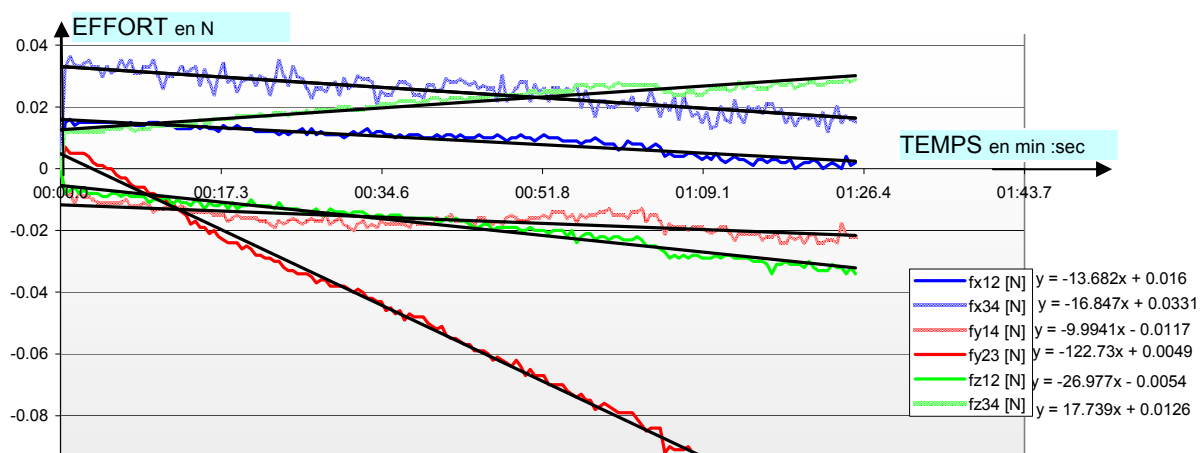


Fig. 3-17 Dérive des voies amplifiées pour un amplificateur ayant atteint son équilibre thermique (maximum de 0.12 N sur 80 sec pour une sensibilité de 1)

3.2.6. Conclusion

L'analyse des efforts de coupe est l'élément majeur des données de l'étude. A l'échelle de la micro coupe, la sensibilité de la chaîne de mesure et d'acquisition est importante vis-à-vis des paramètres environnementaux. Le choix des caractéristiques des équipements et protocoles développés permet d'en assurer la qualité.

3.3. Observations et analyse d'image

3.3.1. Introduction

L'objectif est de pouvoir disposer d'un moyen d'observation et de caractérisation des géométries de coupe de l'outil, des géométries usinées et des états de surface. Les challenges se définissent en termes de grande verticalité, de profondeur de champ et de facilité de mise en œuvre.

Diverses solutions sont testées (optique à lentille tournante Hyrox ; interférométrie en lumière blanche Wyko Veeko). La microscopie optique à focalisation variable et éclairage confocale Alicona et son logiciel InfiniteFocus de traitement 3D associé est choisie. L'équipement est accessible dans un laboratoire sur un site éloigné de la plateforme d'usinage. Pour des observations courantes en temps réel pendant les essais, des trinoculaires sont utilisées. Quant à la microscopie électronique à balayage (MEB), elle est incontournable à l'échelle micro. Le MEB est utilisé pour des observations détaillées et pour l'analyse EDS permettant de connaître les compositions chimiques. En complément, le logiciel Alicona MEX® permet d'effectuer des reconstruction 3D par stéréovision à partir de 2 ou 3 images prises au MEB avec une variation de l'angle de tilt de l'ordre de 10°. Le logiciel de traitement utilisé est InfiniteFocus, le même que celui du microscope Alicona.

3.3.2. Microscopie optique

Le microscope Alicona InfiniteFocus permet de reconstituer une image de surface 3D à partir de plans images partiellement focalisés d'un microscope. Il comprend une caméra CMOS couleur, un système optique, une platine motorisée en x, y et z et un système d'éclairage. Le tout est contrôlé par un ordinateur. Sa gamme de résolution verticale va de 0.25 μm à plusieurs millimètres. Il permet de :

- réaliser des images focalisées sur une profondeur de champ quasiment infinie,
- reconstituer une image 3D et d'évaluer la rugosité locale,
- d'automatiser les opérations sur des surfaces étendues.

La résolution horizontale dépend de l'optique de grossissement qui est modulable (x2.5, x5, x10, x20, x50, x100). Le temps d'acquisition d'une image dépend de la résolution verticale choisie (généralement de l'ordre de 3 min.).

La direction d'observation et la lumière sont normales au plan d'acquisition. La qualité d'acquisition optique est fonction de la luminosité. Le logiciel de traitement combine une image de texture à une image de topographie. Des analyses sont possibles en vue 2D ou en 3D par extraction de profil suivant un trait « rouge » (Fig. 3-18).

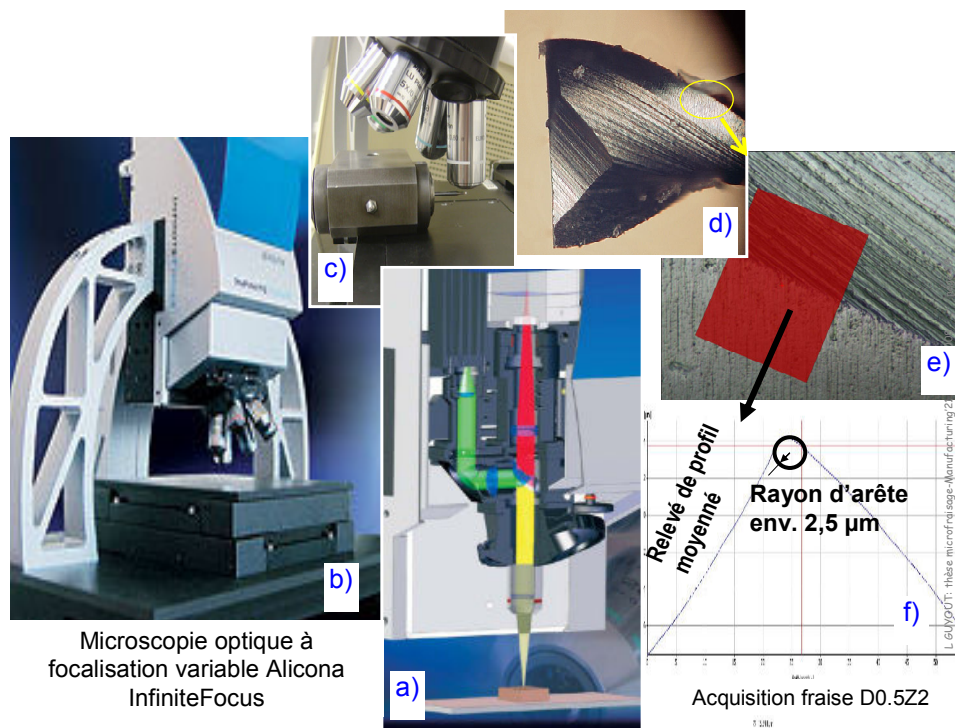


Fig. 3-18 Principe de mesure avec Alicona et InfiniteFocus

a) b) microscope Alicona (source: ALICONA), c) d) mesure sur une fraise D0.5Z2,
e) reconstruction 3D, f) analyse du profil

3.3.3. Mesure de la géométrie outil

Pour mesurer le rayon d'arête R_p au microscope (Alicona), il faut orienter l'outil vis-à-vis de la direction d'observation. La procédure décrite à la Fig. 3-19.

L'arête de coupe étant une « hélice » (Fig. 3-19 a) courbe jaune trait pointillé), R_p se mesure en un point (non normalisé) choisi par l'opérateur (rond vert cerclé noir). Par rotation de la fraise suivant son axe, le plan bissecteur des 2 faces définissant l'arête de coupe au point choisi est orienté suivant la normale au plan d'acquisition (Fig. 3-19 b) ligne rouge trait mixte). Les faces de coupe et de dépouille sont vues alors de façon identique sans contre dépouille (Fig. 3-19 c)). En filtrant l'image la rotation est affinée tel que les lignes de même altitude sur les deux faces soient d'orientation à angles égaux vis-à-vis de l'arête (Fig. 3-19 d)). L'acquisition de la géométrie de l'outil se fait alors en 3D (Fig. 3-19 e)). Le temps d'acquisition est fonction du pas vertical et de la variation totale d'altitude à couvrir qui est importante du fait de l'hélice (l'arête n'est pas d'altitude constante). La mesure prend environ 9 min

pour caractériser une arête. Un balançage mécanique du posage permettrait de rendre l'arête moins inclinée et de gagner en temps d'acquisition.

Par balançage logiciel, l'arête peut être orientée normalement à la direction d'observation (Fig. 3-19 f)). Cela permet la mesure ou l'évaluation (Fig. 3-19 g)) :

- du rayon d'arête simultanément en plusieurs points,
- de la micro géométrie d'arête le long de l'hélice,
- de l'angle de taillant (pour l'angle de coupe et de dépouille il manque le plan de référence P_R).

Le choix de la direction de mesure est significatif sur la valeur du rayon R_β caractérisé (Fig. 3-20). Il est décidé de donner les résultats dans le plan ortho axial de l'outil (Fig. 3-20-a).

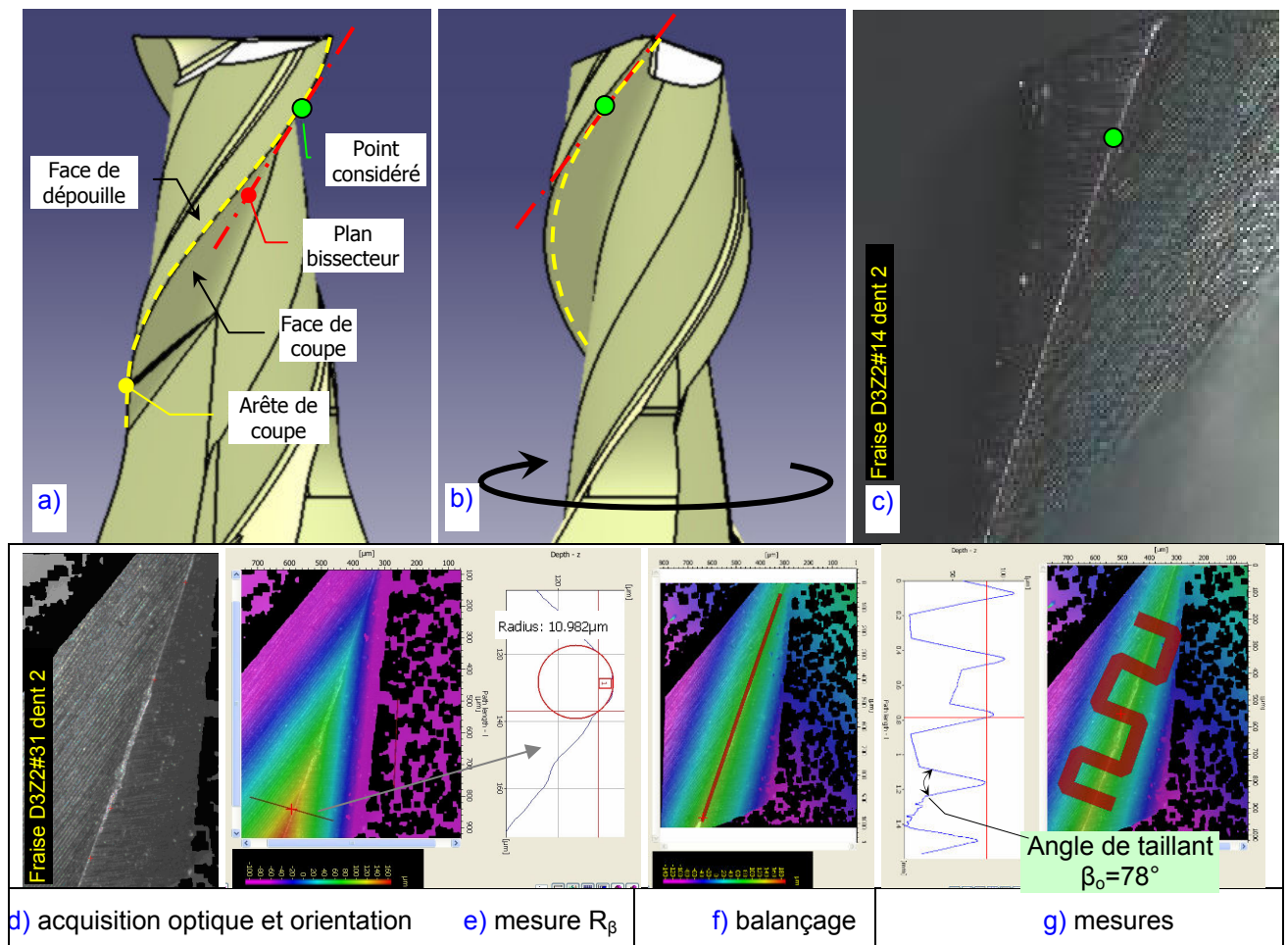


Fig. 3-19 Mesure du rayon d'arête avec Alicona Infinite Focus (fraise D3Z2#31 dent2)

a) b) principe d'orientation, c) acquisition optique après orientation

d) acquisition optique et filtrage d'altitude, e) mesure de R_β , f) balançage logiciel, g) mesure

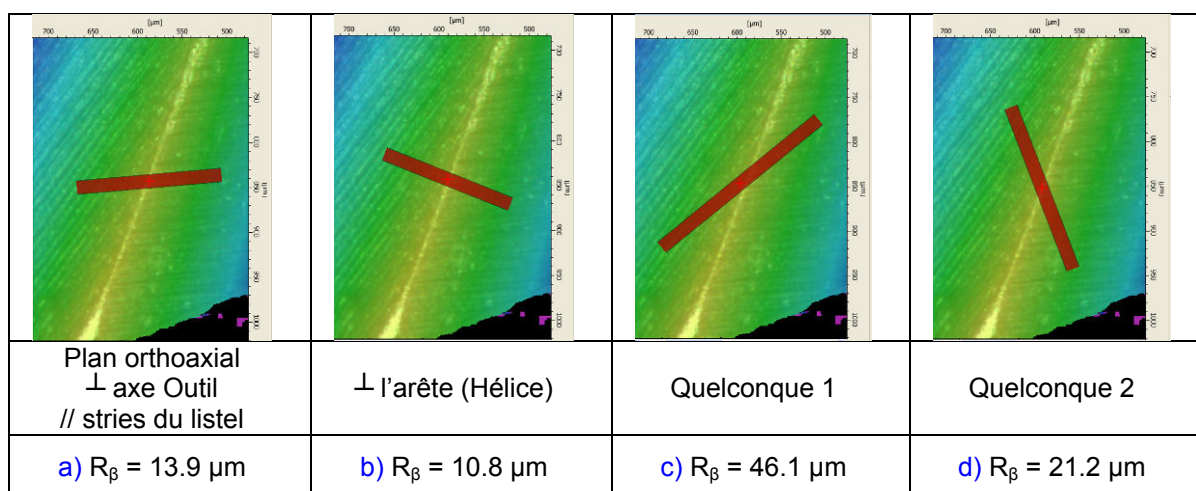


Fig. 3-20 Influence de la direction d'évaluation sur la valeur du rayon R_{β} pour un même point choisi arbitrairement sur l'arête (fraise D3Z2#31 dent2)

3.3.4. Reconstruction 3D par stéréovision

L'intérêt de l'image MEB est l'observation à fort grossissement d'objet de petites dimensions sans la limite liée à l'utilisation de la lumière (longueur d'onde). Le logiciel MEX permet de reconstruire quantitativement la topographie en 3D à partir de 2 ou 3 images prises au MEB (Fig. 3-21-a). L'utilisation des modèles 3D obtenus à partir des images MEB est la même qu'avec les images obtenus à partir de la microscopie optique. Une fois la topographie reconstruite, ces modèles surfaciques 3D peuvent être visualisés et analysés pour mesurer des profils, des surfaces et extrapoler des volumes (Fig. 3-21-b).

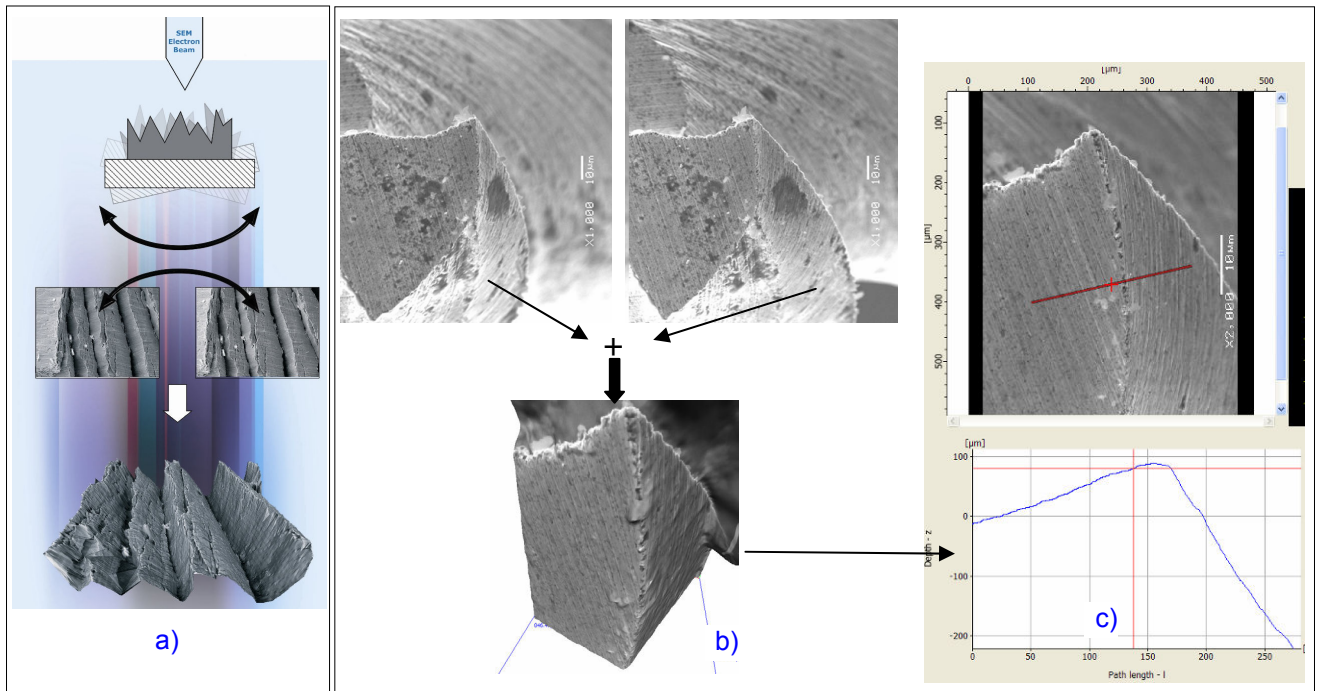


Fig. 3-21 Reconstruction 3D à partir de 2 images MEB

a) principe, b) exemple sur la face en bout de la fraise D0.5Z2, c) caractérisation de l'arête

3.3.5. Trinoculaire optique

En cours d'essai, l'observation des outils doit se faire hors laboratoire dans un délai réduit. Les moyens ALICONA et MEB ne répondent pas à ce besoin. Pour des outils D3, une observation optique oculaire est suffisante. Deux postes d'observation optique sont installés dans le local expérimental : trinoculaire de grossissement maximal x40 et camera CCD (1024x1280 pixels) avec un logiciel d'acquisition 2D (Euromex). Un calibrage de chaque caméra permet d'effectuer des mesures sur les images. Depuis un boîtier externe, deux bras lumineux articulés conduisent la lumière froide au plus près de la zone observée.

Le premier poste permet d'obtenir une image vue en bout l'outil. Le second poste une image vue latérale de chaque dent par rotation de l'outil sur son support. Les montages ne sont pas isostatiques et demandent un réglage manuel de l'orientation de l'outil par rapport à la direction d'observation.

La prise d'images (vue en bout, vue latérale dent 1 puis dent 2) nécessite environ 3 minutes. L'arrêt entre deux usinages est de l'ordre de 7 minutes.

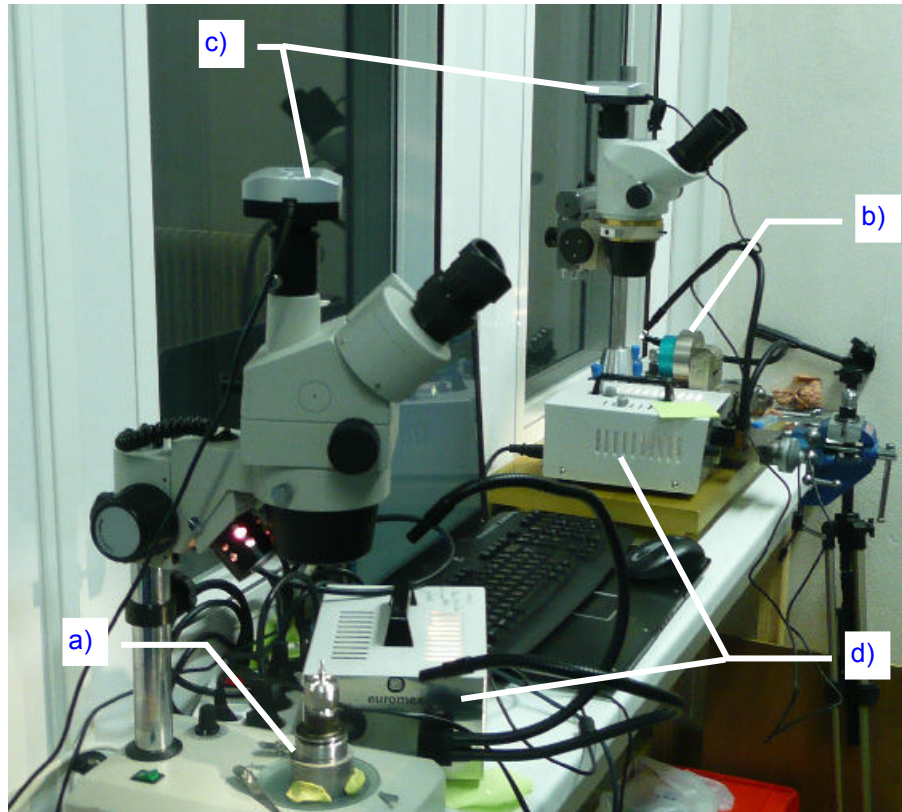


Fig. 3-22 Dispositif à deux trinoculaires pour l'observation de l'outil

a) en bout, **b)** latéralement, **c)** équipé d'une caméra CCD, **d)** sources de lumières froides

3.3.6. Conclusion

Les observations sont consommatrices de temps : préparation de l'échantillon, durée d'acquisition, dépouillement. C'est un problème d'organisation : le travail en temps masqué est à planifier.

Les trois solutions présentées permettent d'adapter le moyen au besoin sans sacrifier à la qualité attendue des analyses. Des améliorations liées au retour d'expérience.

.Le [Tab. 3-3](#) présente une synthèse des moyens d'imagerie utilisée.

INSTRUMENT	AVANTAGES INCONVENIENTS	LOGICIEL	TECHNIQUE	UTILISATION
trinoculaire	+ rapide + sur place - source lumineuse	Euromex (traitement image 2D à partir de caméra CCD)	Optique oculaire	Intégrité outil, usure
ALICONA	+ champ d'observation + résolution en Z - direction d'analyse - réglage logiciel	Infinite Focus	Microscope optique à focalisation variable	R _β , état de surfaces, micro-géométrie d'arête
MEB	+ grossissement - nettoyage - encombrement - doublement du traitement indirect (3D et analyse)	MEX + Infinite Focus	Stéréovision	Idem + déchaussage grain WC

Tab. 3-3 Moyens d'observation et d'analyse d'image pour caractériser les outils

3.4. Caractérisation du comportement dynamique des broches

3.4.1. Introduction

Le micro-fraisage est parfois considéré comme une technique d'usinage UGV. A tort, car c'est un abus de langage. Les domaines sont bien différents ne serait-ce que par la vitesse de coupe employées (et avance corrélées). Cependant, les fréquences des broches utilisées sont sources des mêmes problématiques. Comme le dit Mr AUFFREY de la société Précise SA (fabricant de broche d'usinage) « *plus ça tourne vite et moins ça va bien* ».

La caractérisation du comportement des broches est primordiale et est ici présentée. L'analyse modale « in situ » ainsi que l'identification des sources vibratoires (roulements, passage de dent) est un préalable aux campagnes d'usinage.

3.4.2. Fréquences propres de la broche

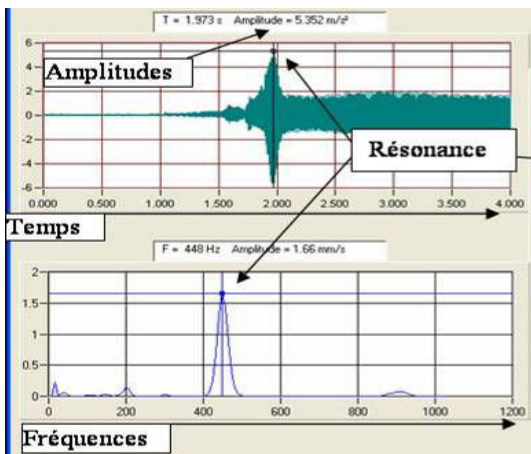
Les éléments tournants tel que les broches, sont générateurs de vibrations. L'analyse modale de celles-ci permet de définir leurs fréquences propres. Cette analyse varie en fonction de l'implantation dans la machine (type de fourreau de la broche), de la position d'usinage vis-à-vis des courses machines,

des couplages éventuels avec d'autres sources de vibration, etc....La mesure dynamique lors de l'usinage se fait via la pose sur l'extérieur du fourreau de broche d'accéléromètres placés dans chaque plan des roulements de guidage. En pratique l'emploi de 2 directions de mesure orientées à 90° est préconisé au droit des roulements avant (Fig. 3-23-a). La rigidité du fourreau n'étant pas égale dans ces 2 directions. Un logiciel d'analyse permet d'effectuer une rapide transformée de Fourier des signaux vibratoires mesurés par les accéléromètres. Les amplitudes et fréquences propres sont alors identifiées. Les maxima d'amplitude apparaissent en bleu sur la Fig. 3-23-c. Les résultats peuvent être obtenus en déplacement (μm), en vitesse (mm/s) ou en accélération (m/s^2). Le matériel est disponible commercialement (ELPS réf. SuiviBroche).

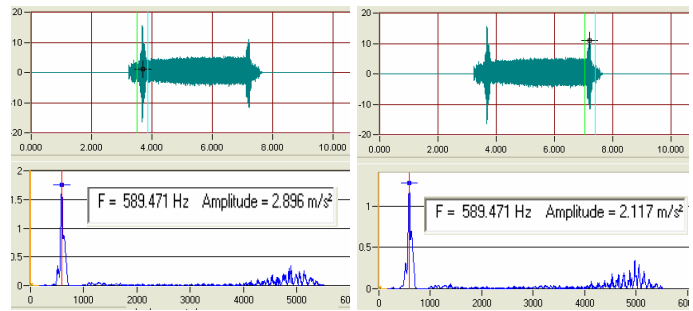
L'objectif est de déterminer la présence de fréquences propres de la broche qui pourraient être préjudiciables à la broche et à l'usinage. L'analyse modale peut se faire par sonnage, et nécessite un équipement spécifique. Une analyse modale sur toute la plage de fréquence de la broche est obtenue facilement. La broche étant arrêtée, elle est mise en rotation à fréquence maximale, maintenue pendant 2 secondes puis arrêtée. L'enregistrement du signal vibratoire en fonction du temps montre une forme en H caractéristique d'une fréquence de résonance critique à éviter (Fig. 3-23-b). Cette fréquence critique est rencontrée à l'accélération (Fig. 3-23-c1) et à la décélération (Fig. 3-23-c3). Pour la broche 36 000 tr/min utilisée, il n'y a pas de fréquence critique identifiée (Fig. 3-23-d).



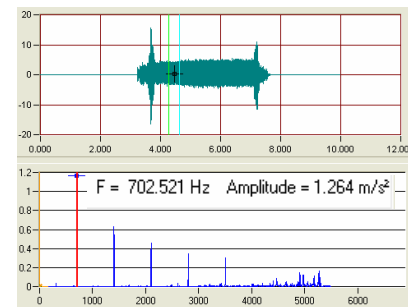
a) installation des accéléromètres



b) exemple fourni par la société ELPS

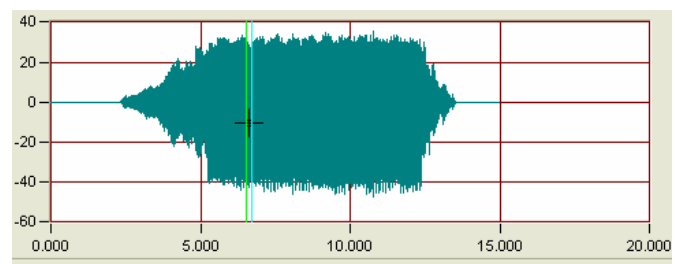


c1) accélération c3) décélération (35 338 tr/min)



c2) maintien (42 151tr/min)

c) analyse réalisée sur broche 42 000 tr/min



d) analyse réalisée sur broche 36 000 tr/min

Fig. 3-23 Analyse modale de la broche pour l'ensemble de son domaine de vitesse

a) installation des accéléromètres, b) exemple fourni par la société ELPS, c) analyse réalisée sur la broche 42 000 tr/min sur la machine WM 508S (non retenue pour l'étude)

3.4.3. Fréquences caractéristiques des roulements de la broche Hauser (36 000 tr/min)

La broche est guidée en rotation avec des roulements à billes en céramique à contact oblique. Les mouvements relatifs entre la cage à bille, des billes, leur roulement sur les bagues intérieures et extérieures génèrent des vibrations. Les fréquences caractéristiques des roulements sont en étroite relation avec leurs dimensions (Fig. 3-24). La broche Hauser 36 000 tr/min est équipée de roulements fabriqués par SNFA. Les références permettent de déterminer les dimensions caractéristiques et les fréquences caractéristiques (Fig. 3-24). Les fréquences (BPFO, BPFI) calculées sont supérieures à celles générées en usinage par la FPD (Fig. 3-25). Les fréquences (FTF, BSF, BPFI) calculées pour les

roulements avant et arrière sont proches. Leurs amplitudes peuvent s'additionner et sont de l'ordre de grandeur de la FPD. A certaines fréquences broche (D0.5 à $V_c = 50$ m/min) la mesure d'effort peut être perturbée par les vibrations des roulements qui sont proches de la fréquence propre de la platine (Tab. 3-4).

Une mesure en usinage des fréquences caractéristiques des roulements est réalisée par les accéléromètres. Les résultats sont analysés par FFT avec le logiciel SuiviBroche© (Fig. 3-26). Les fréquences caractéristiques des roulements sont identifiées et correspondent à la théorie. Leurs amplitudes sont comparativement faibles par rapport à celles générées par l'usinage (fréquence broche, FPD et harmoniques). L'analyse modale complète se fait départ broche arrêtée, mise en rotation maxi, maintien puis arrêt (Fig. 3-27).

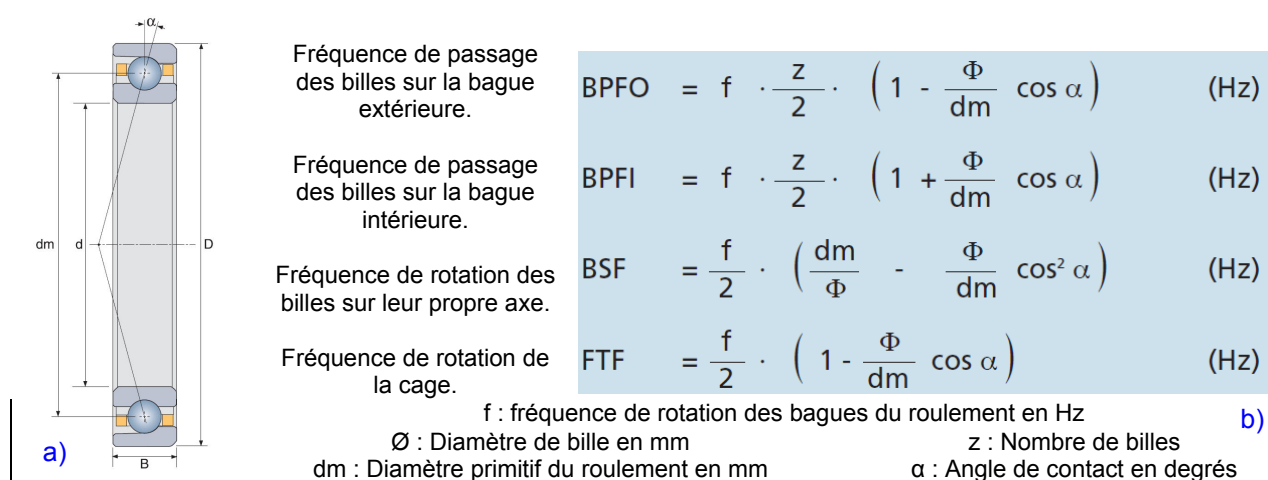


Fig. 3-24 Fréquences caractéristiques des roulements à bille à contact oblique de la broche Hauser (d'après catalogue général SFNA)

SNFA					
	d	D	B	z	Ø
VEB 30	30	47	9	18	4.76
VEB 35	35	55	10	19	5.55

1 jeu de 2 réf. SNFA - VEB35/NS7CE1DDL		avant
1 jeu de 2 réf. SNFA - VEB30/NS9CE1DD2 daN		arrière
Fréquence de passage des billes sur la bague extérieure	BPFO =	7.93
Fréquence de passage des billes sur la bague intérieure	BPFI =	10.08
Fréquence de rotation des billes sur leur propre axe	BSF =	3.99
Fréquence de rotation de la cage	FTF =	0.44

Fig. 3-25 Fréquences caractéristiques des roulements calculées pour la broche Hauser pour une rotation unitaire de la broche de $F_0 = 1$ Hz

		coefficient unitaire		0.44	3.99	10.07	7.93	arrière
		coefficient unitaire		0.44	4.00	10.63	8.37	avant
D	Vc	Fo	FPD	FTF	BSF	BPFI	BPFO	roulement
mm	m/min	Hz	Hz	Hz	Hz	Hz	Hz	
3	25	44	88	19	176	445	350	arrière
				19	177	470	370	avant
3	50	88	177	39	352	890	700	arrière
				39	353	939	739	avant
3	150	265	530	117	1 056	2 670	2 100	arrière
				117	1 059	2 817	2 218	avant
0.5	25	265	530	117	1 056	2 670	2 100	arrière
				117	1 059	2 817	2 218	avant
0.5	50	530	1060	233	2 113	5 340	4 200	arrière
				233	2 118	5 635	4 435	avant
0.5	150	1590	3180	700	6 338	16 019	12 601	arrière
				700	6 354	16 904	13 306	avant

Tab. 3-4 Calcul des fréquences caractéristiques des roulements pour la broche Hauser pour les D outils et Vc usuels dans l'étude

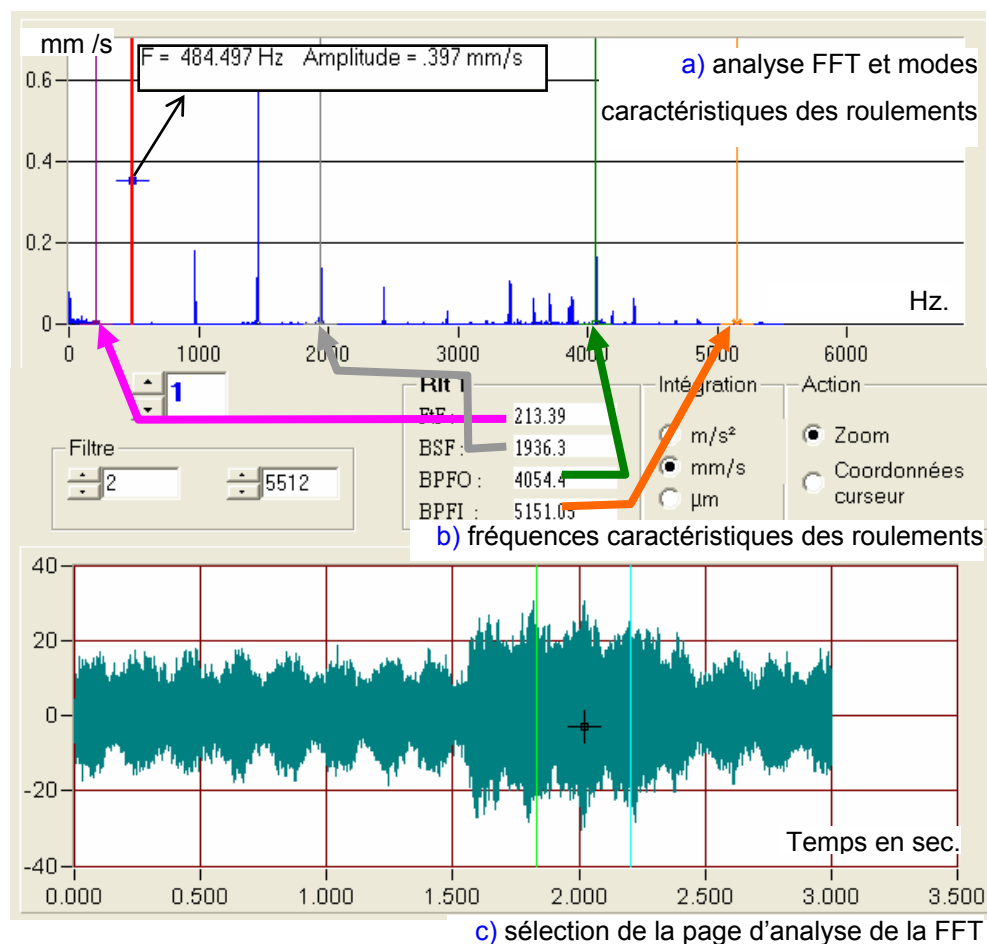


Fig. 3-26 Contrôle des fréquences caractéristiques des roulements de la broche Hauser à 485 Hz (29 100 tr/min) (avec logiciel SuiviBroche© de chez ELPS)

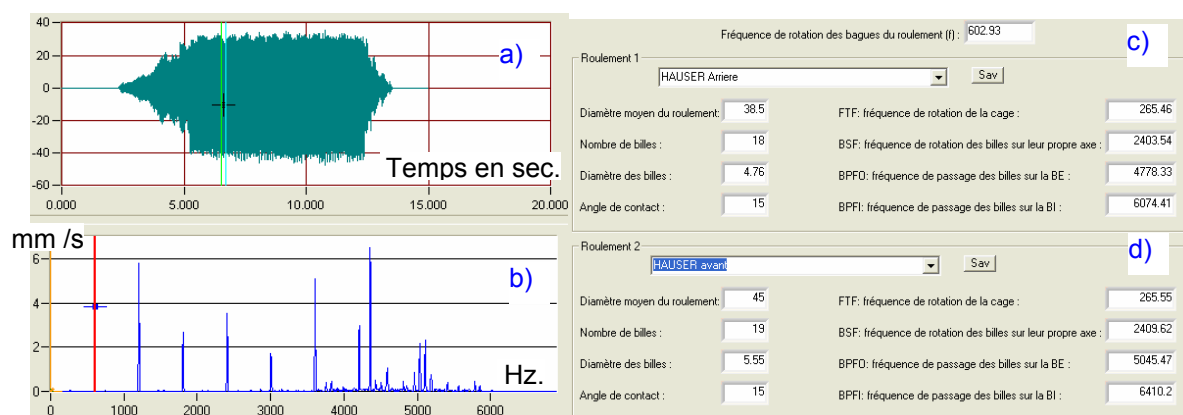


Fig. 3-27 analyse modale de la broche Hauser

- a) signal temporel pour une rotation de 0 à 36 000 tr /min maintenue 2 sec puis arrêt,
 b) analyse en régime stable de 36 000 tr /min,
 et fréquences caractéristiques des roulements c) avant et d) arrière

3.4.4. Fréquence de passage de dent FPD

L'analyse FFT filtré pour les basses fréquences (2-600 Hz) permet de mettre en évidence les harmoniques liées au passage de dent lors de l'usinage (Fig. 3-28). Ce sont des multiples de la fréquence de rotation de la broche (44 Hz) pour la vitesse de coupe $V_c = 25$ m/min avec la fraise D3Z2.

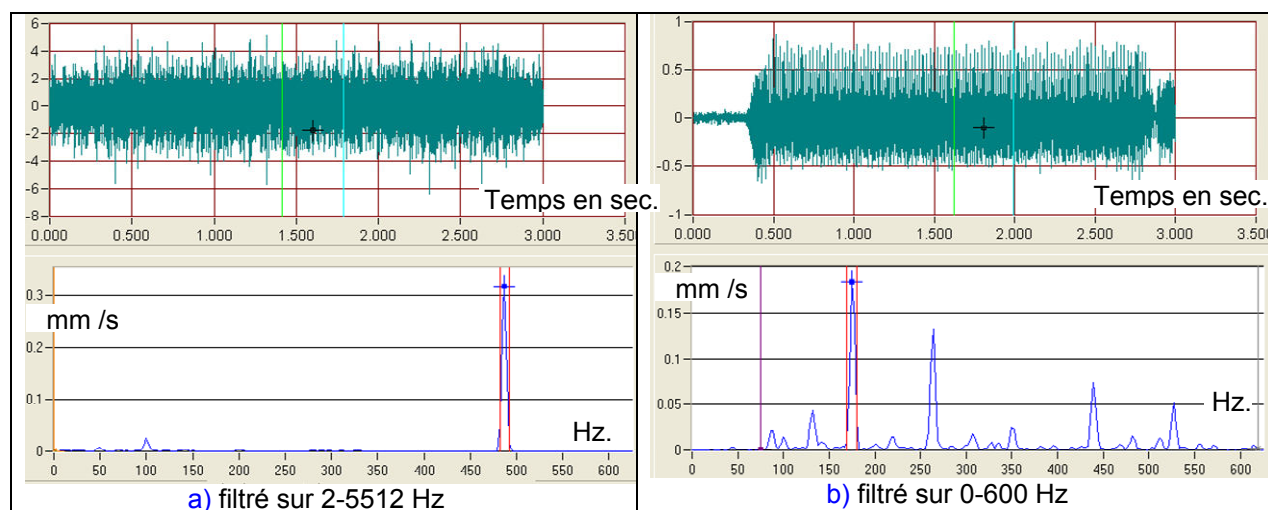


Fig. 3-28 Analyse FFT du signal vibratoire émis en usinage

- a) complet (< 5 kHz), b) filtré (< 600 Hz)
 (D3Z2 ; $V_c = 25$ m /min ; $F_o = 44$ Hz ; FPD = 88 Hz)

La Fig. 3-27 montre une analyse modale réalisée en m/s^2 . Les amplitudes mesurées aux fréquences caractéristiques des roulements sont importantes.

Un ronflement de la broche est audible lors de l'usinage. L'ondulation est visible sur le signal temporel (Fig. 3-29). L'analyse fréquentielle du signal temporel (en m/s^2) fait apparaître des amplitudes significatives aux fréquences caractéristiques des roulements de la broche, surtout pour la fréquence propre de la bague extérieure du roulement avant.

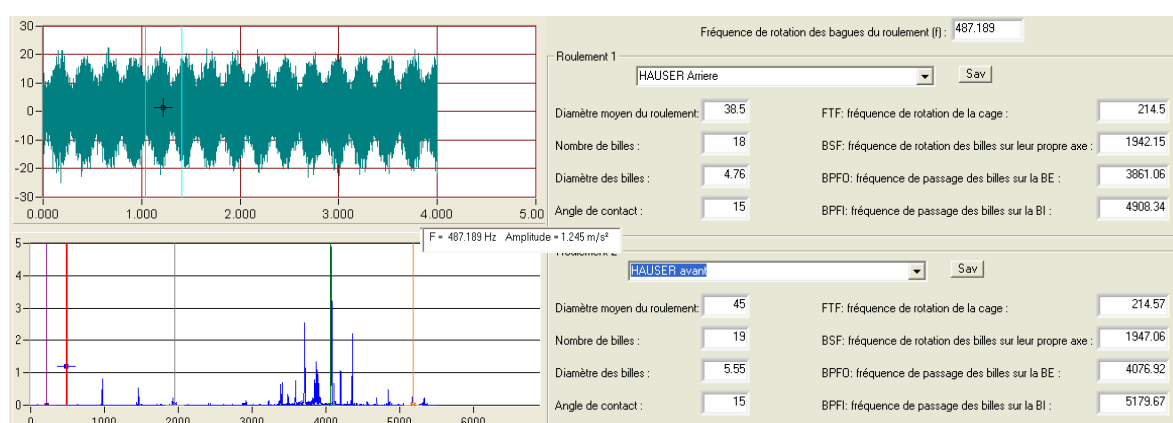


Fig. 3-29 Analyse fréquentielle en m/s^2 de l'usinage à $V_c = 275 \text{ m/min}$ sur W418

Ces mesures effectuées sur la broche tendent à conclure à un fonctionnement anormal des roulements de la broche, corrélé par une forte montée en température de l'induit moteur (sonde PT100). Avant l'envoi en révision de la broche (échange des roulements, rectification du cône de broche, échange et tarage du tirant HSK) l'alerte en température n'existait pas. Après vérification du fonctionnement correcte de la circulation du liquide de refroidissement, de la lubrification oléopneumatique externe, les dysfonctionnements observés peuvent être liés au système interne de circulation de ces liquides dans les roulements.

Après enquête auprès du technicien qui avait réceptionné la machine lors de sa toute première mise en œuvre, la broche avait dû être retournée pour une montée en température intempestive similaire à l'alerte actuelle. Les roulements avaient été modifiés. Malheureusement, ce technicien n'a de souvenir plus précis quant aux modifications apportées, et la société mandatée pour la révision n'a pas conservé les anciens roulements et autres pièces échangées comme demandé lors de l'expédition en révision. Cette broche étant un prototype unique, la société Hauser ayant déposé le bilan, la seule solution serait une réexpédition en révision, coûteuse économiquement et en temps et immobilisant la plateforme d'essai de micro-fraisage.

La campagne d'essais est conduite en connaissance de causes avec la broche en l'état. Les fréquences de rotation de la broche pour les essais seront choisies en évitant l'influence vibratoire des roulements. La fréquence de rotation maximale de la broche sera limitée afin d'éviter l'alerte en température. Finalement, la nécessité de suivre ces paramètres (température, vibrations) est un vrai plus pour l'étude, qui sera utilisé pour caractériser le processus d'usinage.

3.4.5. Conclusion

L'évolution axiale de la broche en fonction de la fréquence de rotation n'est pas caractérisée, mais est présentée au § 3.5.3 avec la mesure de la jauge de longueur de l'outil.

L'analyse modale en usinage permet d'optimiser le placement de la zone d'usinage dans l'espace machine. Le choix des fréquences de rotation de la broche n'est pas le simple résultat du calcul de N dépendant de V_c et de D mais de la réponse dynamique globale du système usinant. La surveillance des éléments de guidage permet de connaître l'état d'usure de ceux-ci et d'éviter les résonances.

La caractérisation dynamique de la broche est un préalable important à l'étude de la coupe particulièrement à l'échelle de la coupe micro. Les faibles intensités sont alors pénalisées par le facteur bruit.

3.5. Processus Élémentaire d'Usinage

3.5.1. Introduction

L'usinage est le résultat d'une boucle géométrique liant, d'un côté l'outil et de l'autre la pièce, en passant par de nombreux éléments. C'est une relation indirecte, d'autant plus critique que la machine utilisée pour l'étude est de type industriel. La notion d'approche globale de l'usinage y prend tout son sens.

Les problématiques détaillées ici (jauges outils, mal rond, consignes, températures) sont celles que les industriels devront résoudre lors de leur mise en oeuvre ou celles à incorporer dans le cahier des charges de leurs futurs achats. Une pièce d'essai permet de confirmer l'ensemble du processus élémentaire d'usinage.

3.5.2. Montage expérimental

La plateforme de micro-fraisage est construite sur la base d'une machine outil industriel Willem Macodel W418 équipée d'une broche de 36 000 tr/min et d'un porte pince HSK-E-40 en pince D16. Une seconde broche de 160 000 tr/min à pince directe est implantée sur le béliet.

La broche Hauser (36 000 tr/min max) contrôlée en début d'étude avec un mal rond de 30 μm est envoyée en révision. La société chargée de la révision (ici, la Sté Brovarec) a remplacé les 4 roulements. Le cône HSK a été rectifié. La valeur de serrage du tirant du porte outil HSK (pince Hot) est également vérifiée.

Les usinages se font sous huile entière (réf. Blaser Blasocut 15). Les éprouvettes sont bridées sur le dynamomètre avec carter de protection et fixé sur un plateau magnétique. L'ensemble est attaché au bâti machine par un système à démontage rapide (Erowa) pour initialiser la machine. Un capteur inductif délivre un top broche synchrone au passage de dent. Deux accéléromètres sont fixés sur le fourreau de la broche, la fréquence (la vitesse de coupe) est acquise en continu. Une caméra ultra rapide (3000 image / sec) permet l'observation en continu d'une opération de micro-fraisage. L'ensemble du dispositif expérimental est présenté sur la [Fig. 3-30](#).

Le poste d'acquisition est disposé à proximité sur un établi. Une copie d'écran montre l'interface opérateur / chaîne d'acquisition ([Fig. 3-31](#)).



Fig. 3-30 Dispositif expérimental : a) vue d'ensemble, b) c) machine Industrielle 5 axes, d) broches

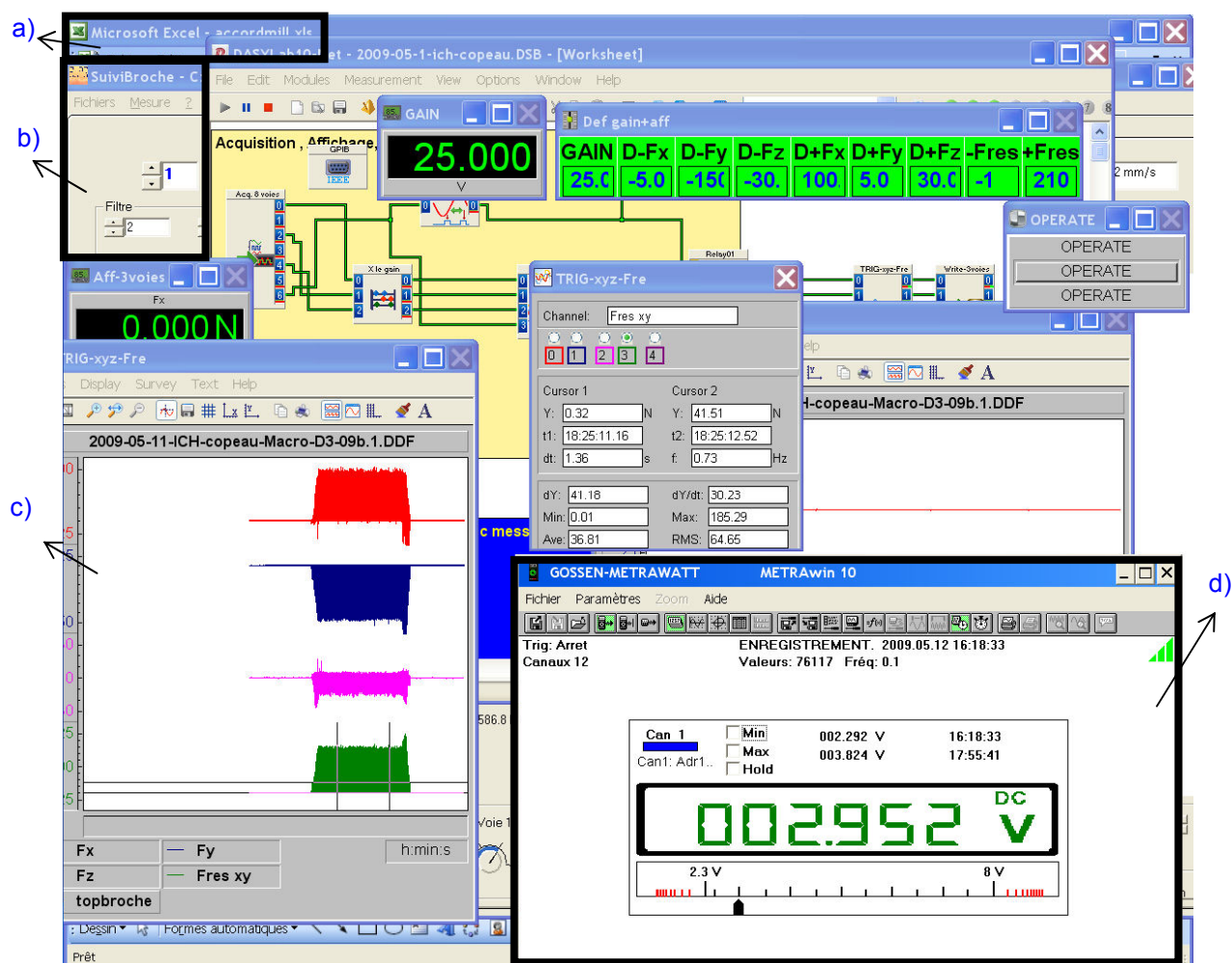


Fig. 3-31 Copie de l'écran d'interface opérateur / instrumentation

- a) fichier de saisie des relevés, b) suivi dynamique via les accéléromètres, c) pilotage amplificateur et acquisition des efforts, d) suivi température broche

3.5.3. Jauge outil

Les essais en micro-fraisage se réalisent avec un engagement axial de l'outil très faible de l'ordre de $50\text{ }\mu\text{m}$. La tolérance visée est de l'ordre de $5\text{ }\mu\text{m}$. Lors d'un changement d'outil se pose alors la problématique de la mesure de la jauge de longueur de l'outil. La mesure en dynamique est à privilégier surtout que les fréquences de rotation en usinage sont élevées (maxi $36\,000$ ou $160\,000\text{ tr/min}$). La machine étant équipée d'un système « laser » l'étude de sa capacité est développée dans ce paragraphe. La disponible sur la machine. L'outil D3Z2#12 est monté en pince Schaublin D16 et porte pince EPB HSK E40. Le mal rond est mesuré à $11\text{ }\mu\text{m}$. La mesure de longueur et de rayon de l'outil sont mesurés par la fourchette laser (Blum) avec l'outil tournant à $10\,000\text{ tr/min}$. La longueur est mesurée à 0.5 mm de l'axe et le rayon à 1 mm du bout de l'outil. Une série de 30 meures est réalisée (Fig. 3-32). L'analyse des résultats montre une dérive sur la longueur et sur le rayon mesurés de l'outil. Après compensation,

l'étendue des mesures est caractérisés à $\pm 5 \mu\text{m}$ pour la longueur et $\pm 1 \mu\text{m}$ pour le rayon. La mesure de la jauge outil avec l'équipement disponible sur la machine n'est pas capable pour l'étude et ne sera pas utilisée. Une solution alternative est présentée ci après.

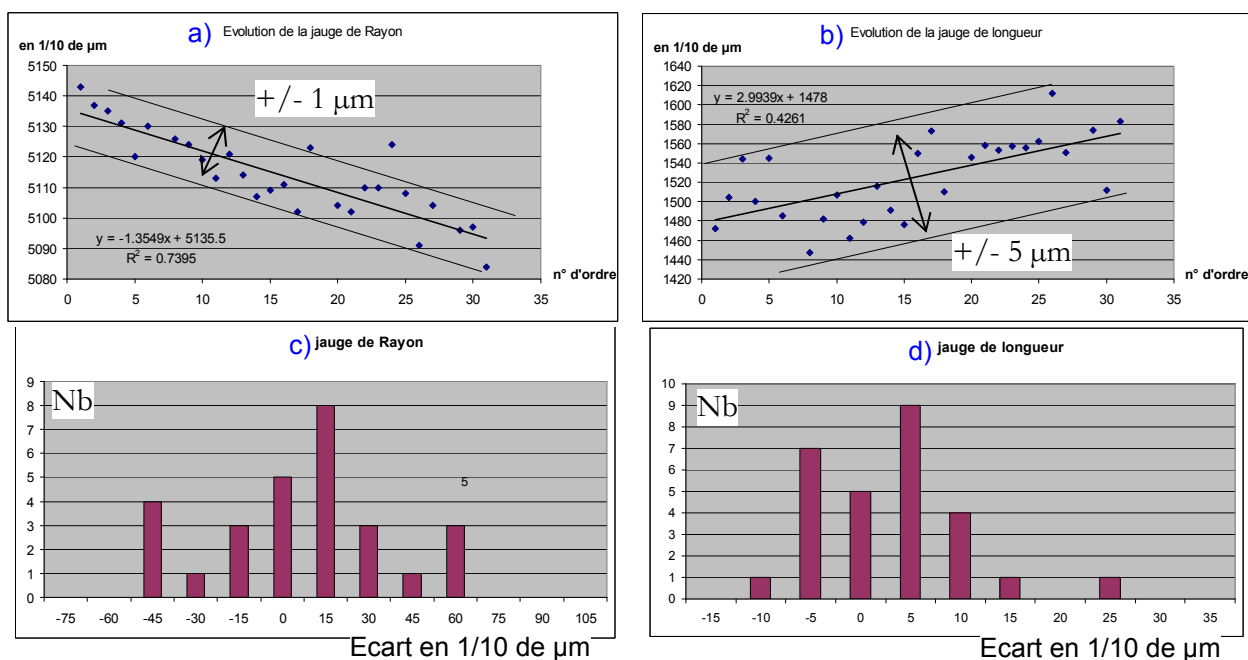


Fig. 3-32 Mesures des jauges avec la fourchette laser Blum

a) rayon, b) longueur, c) histogramme des valeurs corrigées pour le rayon, d) et la longueur
 (D3Z2 ; 10 000 tr /min)

Tangence en effort FZ

La mesure de la jauge de longueur de l'outil est primordiale pour les essais en micro usinage (le rayon moins). Suivant l'axe de l'outil, la platine d'effort permet la mesure d'effort (à 0.02N), le positionnement est assuré par la CN (axe Z). Le principe développé ici est la mesure de la longueur de l'outil en « tangentant en effort » sur l'éprouvette montée sur la platine (Fig. 3-33). La jauge outil est établie dans le repère machine. Le déplacement de l'outil se fait par pas de $1 \mu\text{m}$ suivant l'axe Z, le gain de l'amplificateur est réglé à 1. L'expérimentateur observe le profil d'effort FZ à l'écran du pc d'acquisition et arrête le déplacement à la position qui génère un saut sur le profil d'effort. Cette méthode est valable quelque soit la fréquence de rotation de l'outil. Cette technique n'endommage pas l'outil.

Une éprouvette « martyr » d'un matériau à très bonne usinabilité peut être utilisée (sur une seconde platine) et permet de mesurer la variation de longueur de l'outil en cours d'essai.

La valeur du rayon de l'outil sera choisie à sa valeur nominale. Le mal rond mesuré ne sera pas pris en compte.

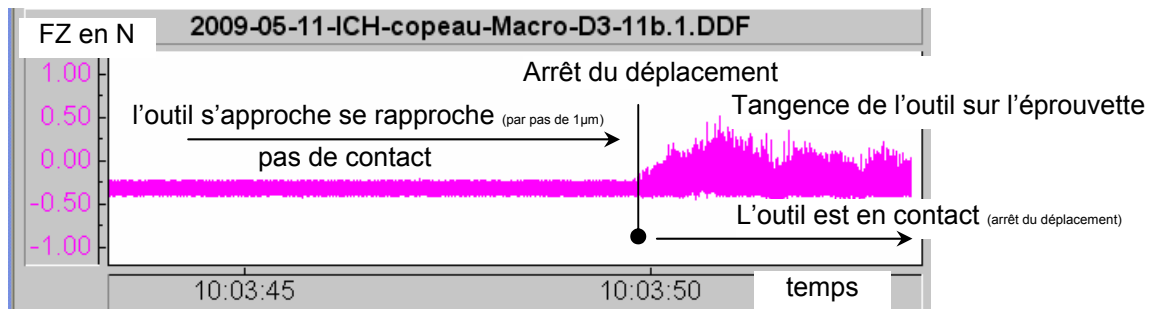


Fig. 3-33 Tangence en Z mesuré en effort FZ lors de déplacement « jog » de 1 µm.

Mal Rond

L'utilisation d'une broche avec porte outil HSK-E-40 permet un démontage aisé du porte-outil. Cela permet une observation hors machine de l'outil sur son support. La remise en broche du porte outil doit minimiser les sources d'incertitudes. Voici une partie du protocole :

- nettoyer le cône de broche et sa face avant (Fig. 3-34-b). La solution retenue est l'utilisation du cône en coton régulièrement nettoyé dans le bac à ultrasons avec un dissolvant avant utilisation,
- assurer un repositionnement angulaire du porte outil vis-à-vis du cône de broche (Fig. 3-34-a). La solution retenue est un repositionnement visuel sur un double trait marqué au feutre indélébile sur l'extérieur de la broche. Le feutre permet de changer facilement (dissolvant) le repère en fonction du porte outil utilisé,
- vérifier le mal rond (Fig. 3-34-d) et éventuellement le dégauchir (Fig. 3-34-c).

Pour mesurer le mal rond, un cycle automatisé par programme CN vient placer l'outil sur un comparateur à levier pour un palpé à faible vitesse de rotation. Le comparateur est de résolution 2 µm. Sa résolution peut être augmentée suivant le principe de la (Fig. 3-34-e).

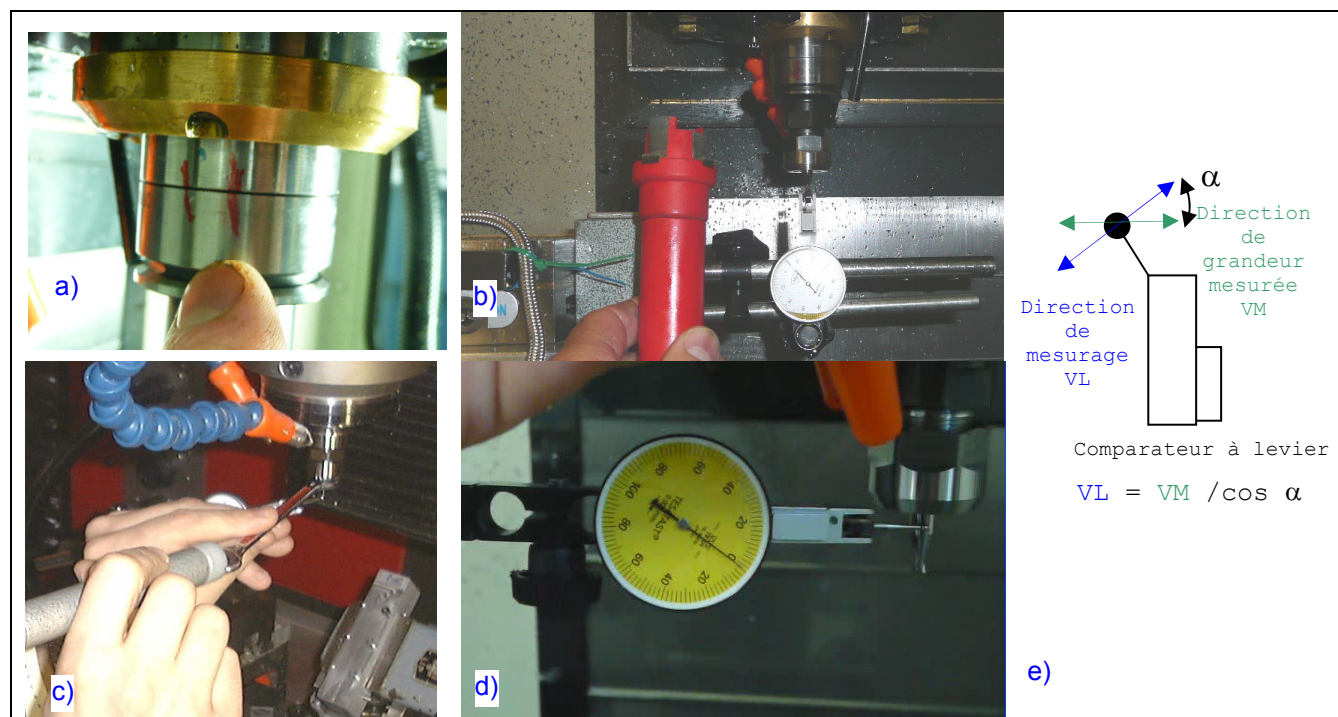


Fig. 3-34 Mesure du mal rond et précautions expérimentales

- a) Repérage angulaire porte outil HSK-E-40 / broche, b) Nettoyage du nez de broche
c) Dégauchissage de l'outil en pince, d) Mesure du mal rond
e) Principe d'amplification de la valeur de mesure avec un comparateur à levier

Contrôle de la fréquence réelle broche / consigne CN

La consigne CN n'est pas nécessairement juste vis-à-vis de la consigne. La vérification de son étalonnage est nécessaire pour connaître l'incertitude sur la valeur de V_c .

La fréquence réelle de rotation de la broche se mesure directement par 3 moyens :

- directement avec l'accéléromètre fixé sur le fourreau de la broche (Fig. 3-35-d)
- indirectement via :
 - o un capteur inductif positionné sur l'écrou de pince (Fig. 3-35-a : 6 impulsions/tour)
 - o sur le méplat du porte pince (Fig. 3-35-b : 2 impulsions/tr)
 - o sur un dispositif réalisé nommé top-broche (Fig. 3-35-c : 1 impulsion/tr).

Le tracé de la réponse vis-à-vis de la consigne (plage mesurée 0-20 000 tr/min) est linéaire suivant une proportionnalité de 0.95 (Fig. 3-36). La programmation de la vitesse de coupe lors des essais tiendra compte de cette correction de justesse.

Le choix retenu est une mesure par accéléromètre : simplicité de mise en œuvre, résolution et déjà utilisé pour d'autres analyses (vibrations). Le dispositif top-broche permet de connaître la position

angulaire de la broche, donc de chaque dent en rotation dans le repère de la platine, permettant une synchronisation du profil d'effort par rapport au passage.

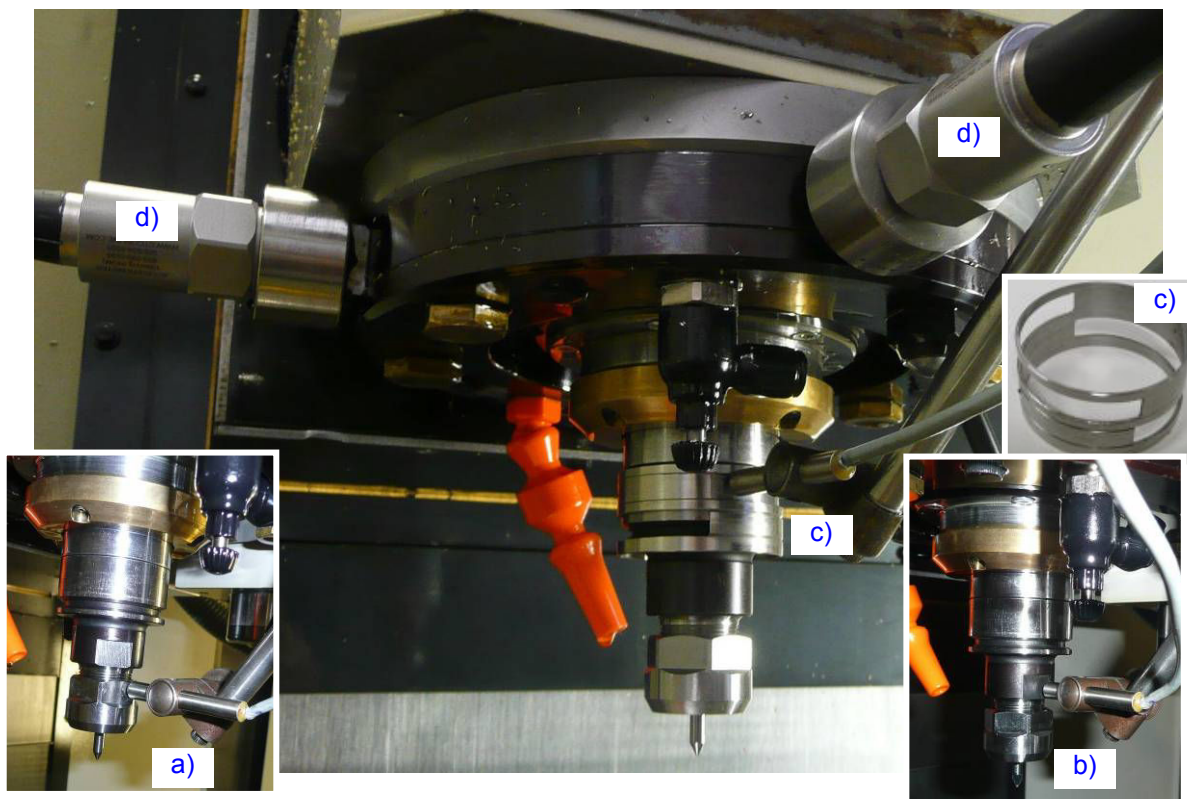


Fig. 3-35 Solutions de mesure de la position angulaire, vitesse, accélération de la broche
a) sur écrou 6 pans, b) sur 2 méplats, c) sur 1 bague, d) par accéléromètres

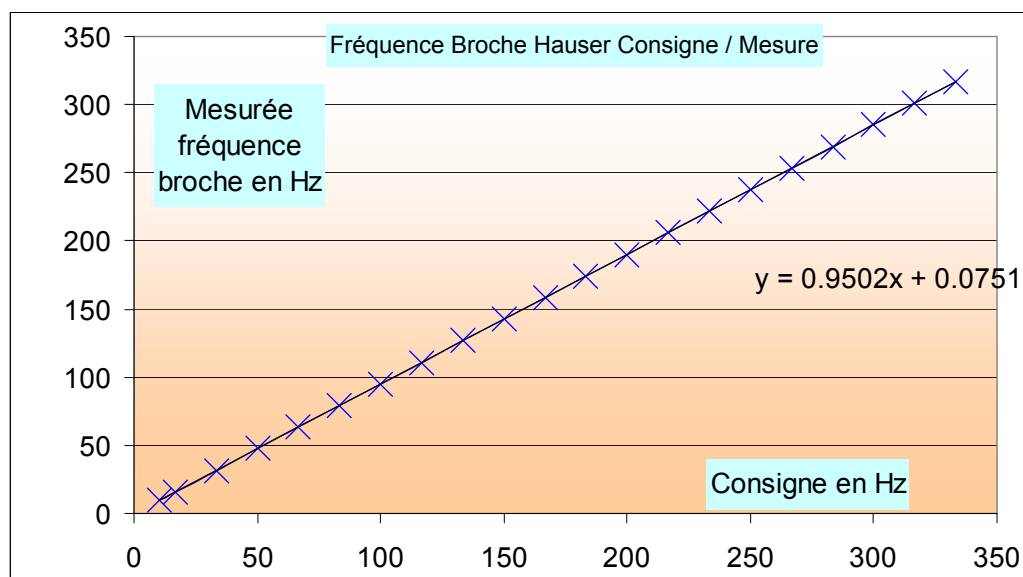


Fig. 3-36 Vérification de la vitesse réelle de rotation de la broche vis-à-vis de la consigne

3.5.4. Contrôle des températures

Pour assurer la précision, les exigences environnementales d'un atelier de micro usinage sont comparables à celles d'un laboratoire de métrologie. A partir des connaissances métrologiques, la température est considérée comme le premier facteur influençant les incertitudes expérimentales. La température est mise sous contrôle, au sens d'un contrôle statistique des procédés afin de satisfaire deux objectifs :

- assurer une valeur moyenne connue, stable et constante,
- limiter ses étendues de dispersion.

En fonctionnement, les principales causes d'apport calorifique sont :

- l'armoire de puissance de la machine : apports estimés constants après la mise en service,
- les éléments tournants (moteur d'axe, de broche) et résistances de dissipation (frein, frottements d'axes) : apports variables en fonction des besoins et des usinages.

Les constructeurs de machine outils proposent différentes solutions allant d'un groupe « froid » de régulation de température de la broche et/ou de lubrifiant via la circulation d'un fluide caloporteur jusqu'à un bâti thermo régulé à déformations contrôlées (KERN). L'identification des sources de dispersions et leurs solutions est particulièrement travaillée chez des constructeurs de machine outil visant le micro usinage (Micronora 2009).

Local expérimental

Bien que le local expérimental soit installé au nord dans une pièce semi enterrée, la variation de température y est importante (Fig. 3-37-a). Une climatisation a été installée. La régulation en température du local est à 1°C près (Fig. 3-37-b). Après essai, la consigne est réglée sur 20.5 °C.

Pour une inertie thermique réduite, la climatisation fonctionne en permanence.

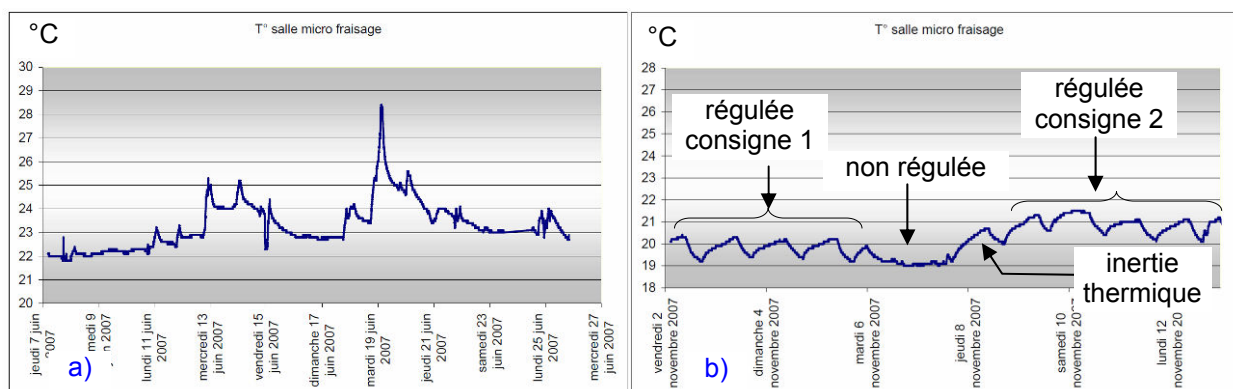


Fig. 3-37 Températures relevées dans le local expérimental

a) sans climatisation, b) avec climatisation

La mesure de température se fait avec une sonde (La Crosse Technologie WS 8610 R) placée vers la zone d'essai enregistrant la température toutes les 5 min. L'export des données vers le PC se fait via une liaison RS232.

Fluide de coupe

L'huile arrive sur la baignoire d'usinage et dans un récipient qui déborde. La mesure de la température de l'huile entière se fait avec un thermocouple dans ce récipient. Lors de la phase préparatoire à l'expérimentation, le lubrifiant est mis en circulation. La température initiale est de 23°C se stabilise autour de 34°C \pm 2 °C. Pour des raisons d'inertie thermique, la lubrification est toujours en fonctionnement.

L'opération de micro usinage est exothermique. L'apport calorifique lors des essais de coupe est largement compensé par le renouvellement du fluide de coupe de la baignoire. La montée en température semble liée à la dissipation thermique dégagée par la pompe de circulation.

Broche Hauser

La sonde P.T 100 est régulièrement utilisée dans l'industrie pour la mesure des températures. La variation de son signal est linéairement proportionnelle à la température de son élément sensible. La broche Hauser est équipée de ce type de sonde. Son signal est relayé via un composant MOSTEC convertissant la réponse linéaire de la sonde en voltage 0-10Vcc nommé (V_{PT100}). La température broche au niveau de l'induit moteur est mesurable par cette tension.

Pour les besoins de l'étude, cette valeur évolutive est horodatée et enregistrée à une fréquence de 0.1 Hz par le logiciel MetraWin via un contrôleur électrique (Wattmètre MetraHit 29S). Les données sont exportables dans un tableur. La figure [Fig. 3-38](#) illustre cet enregistrement.

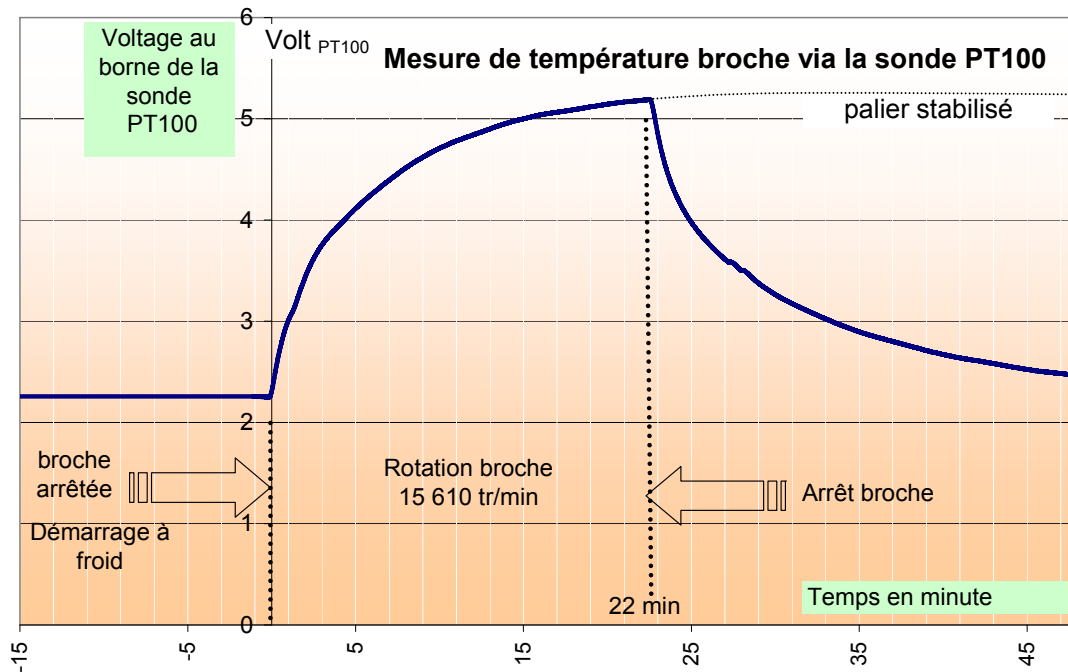


Fig. 3-38 Mesure de la tension aux bornes de la sonde PT100 pour un cycle marche/arrêt de broche à 15 610 tr /min ($V_c = 150$ m /min pour D3Z2 ; $V_c = 25$ m /min pour D0.5Z2)

L'équilibre thermique est atteint au bout de 22 min. La tension ($Volt_{PT100}$)_{stable} est stabilisée à une valeur dépendant de la fréquence de rotation de la broche. L'arrêt de la broche fait chuter très rapidement la température. Pour différentes fréquences de rotation broche, l'évolution de la tension ($Volt_{PT100}$) suit des courbes similaires. La valeur de la tension ($Volt_{PT100}$)_{stable} est liée à la fréquence de rotation.

Après vérification de l'équilibrage des phases électriques de la broche, les apports de calories dans la broche peuvent venir des frottements des paliers de guidage, des effets Joule du bobinage. La résistance de rotation mesurée manuellement (broche à l'arrêt), de la broche chaude est supérieure à celle de la broche froide.

La sensibilité de la position axiale d'un outil à la température broche est relevée par (Bissacco 2004). Une manipulation identique est présentée dans un paragraphe suivant. La Fig. 3-41 présente la caractérisation de la position axiale de l'outil en fonction de la tension ($Volt_{PT100}$).

Influence du « groupe froid »

La broche est reliée à un groupe réfrigérant contenant 25l d'un mélange d'eau à 7% de glycol. Ce « groupe froid » (réf. Termogama) est régulé en température à une consigne de 24°C (modifiable). La pression et le débit de circulation du fluide réfrigérant ne sont pas contrôlés.

Ce groupe est déporté hors du local expérimental afin d'éviter des apports caloriques inutiles et d'éventuels parasites. Les tuyaux de circulation du fluide caloporteur, en PER d'un diamètre interne de 10 mm, sont isolés et leur longueur qui est réduite au plus court à environ 8 m.

L'influence de la température de consigne du groupe froid n'a pas été relevée comme significative sur la température broche. Après stabilisation thermique de la broche tournant à 24 000 tr/min, la valeur de consigne du groupe froid est modifiée dans une plage de 20°C à 25°C. La sonde PT100 ne détecte pas de variations significatives sur la température broche.

Le groupe froid assure le maintien d'une température stabilisée pour la broche en fonctionnement et le refroidissement rapide lorsque la broche s'arrête. Son fonctionnement est essentiel à haute fréquence. La réfection des roulements de broche y est peut être pour quelque chose.

Cycle thermique de la broche en cours d'essai

La Fig. 3-39 commente un cycle thermique mesuré via la tension ($\text{Volt}_{\text{PT100}}$) lors d'une série d'essais en usinage avant la définition des précautions opératoires. L'essai en usinage est autorisé seulement lorsque l'équilibre thermique est atteint (Fig. 3-40). La lente montée en température et le fort gradient de refroidissement de la broche mesurés définissent un protocole pour les usinages expérimentaux :

- atteindre la stabilisation thermique avant le 1^{er} essai
(au moins 22 minutes de rotation « à vide »),
- ne pas interrompre la rotation de la broche durant la campagne d'essais,
- intégrer une temporisation avant un usinage de haute précision en rapport avec les variations de fréquence broche demandées.

Une table d'étalonnage permet de connaître la tension ($\text{Volt}_{\text{PT100}}$)_{stable} pour une consigne de vitesse de rotation de la broche.

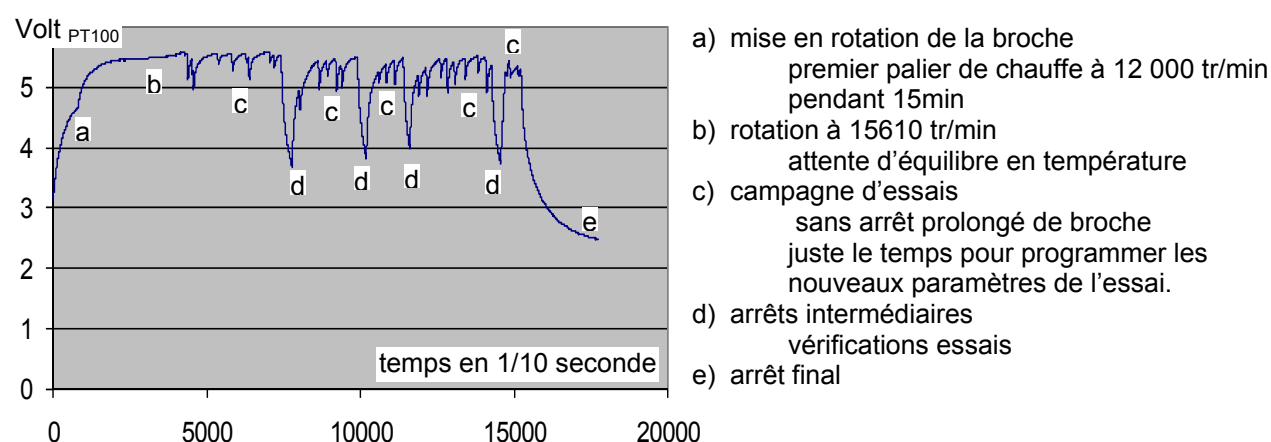


Fig. 3-39 Evolution de la température mesurée sur la broche Hauser via la sonde PT100 lors de cycles marche/arrêt de la rotation à 15 610 tr/min

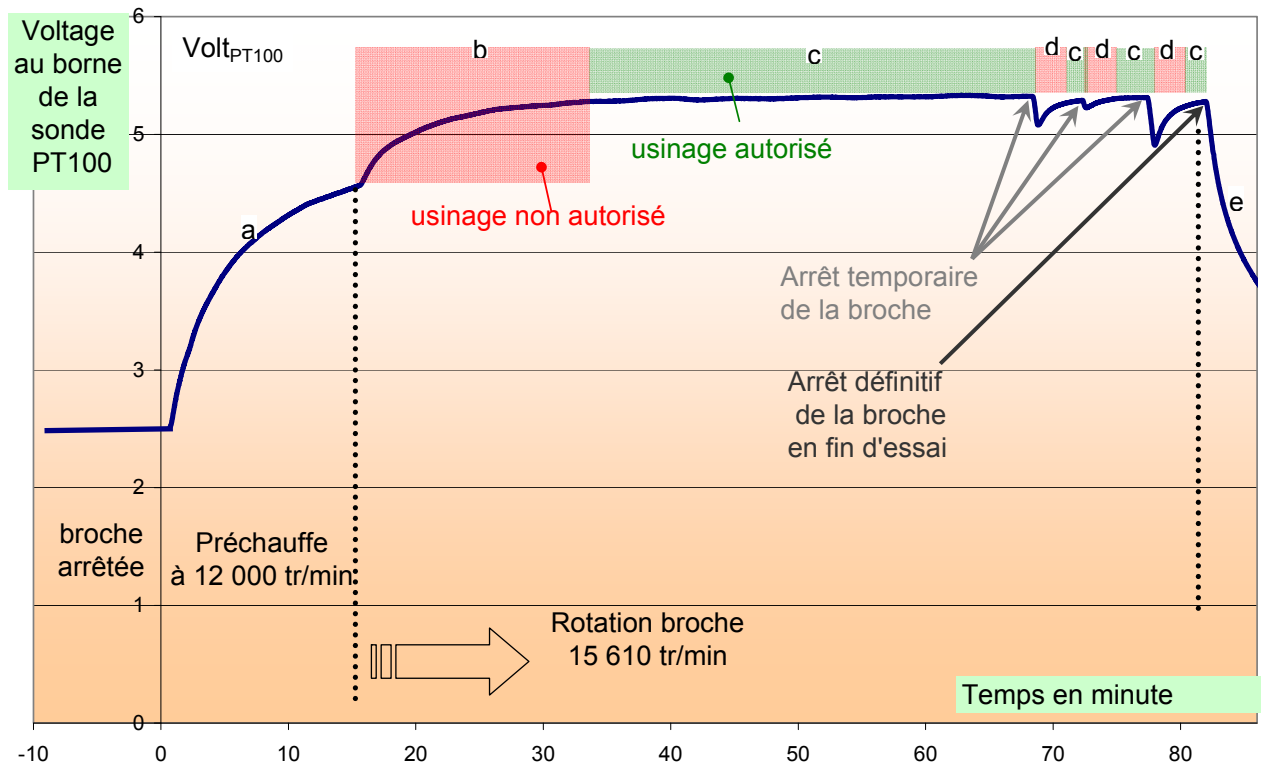


Fig. 3-40 Plages définies par la température sur la broche mesurée via la sonde PT100 permettant un usinage expérimental stable

Position axiale de l'outil en fonction de la température broche

La position axiale de l'outil varie suivant la température de la broche. Un rainurage avec une fraise D0.5Z2 est réalisé à A_p constant suivant l'axe Y de la machine. La broche étant initialement froide les premières rainures sont moins profondes que les dernières rainures usinées lorsque la broche est chaude. La Fig. 3-41-a présente le graphique de variation de la profondeur usinée à chaque rainure en fonction de la valeur de la tension ($Volt_{PT100}$) mesurée. L'essai est doublé avec 2 matériaux coupés (aluminium et laiton). Lorsque la broche est à température stabilisée, une référence est usinée suivant l'axe X machine. La hauteur de chaque rainure est mesurée entre le fond et cette référence (Fig. 3-41-b). Le fond de la rainure varie sur une hauteur de $7\ \mu\text{m}$, essentiellement liée à son état de surface (étudié au chapitre 6) (Fig. 3-41-c). La variation de la forme de la référence mesurée de l'ordre de $3\ \mu\text{m}$ est attribuée à un défaut géométrique de l'axe X machine (Fig. 3-41-d).

Dans les deux cas la variation de $A_{p\text{réel}}$ est proportionnelle à la tension ($Volt_{PT100}$) suivant un coefficient de $21\ \mu\text{m}$ par volt. Cette importante sensibilité peut expliquer certaines variabilités observées au chapitre 4. Le protocole expérimental utilisé aux chapitres 5 et 6 tient compte de cette sensibilité.

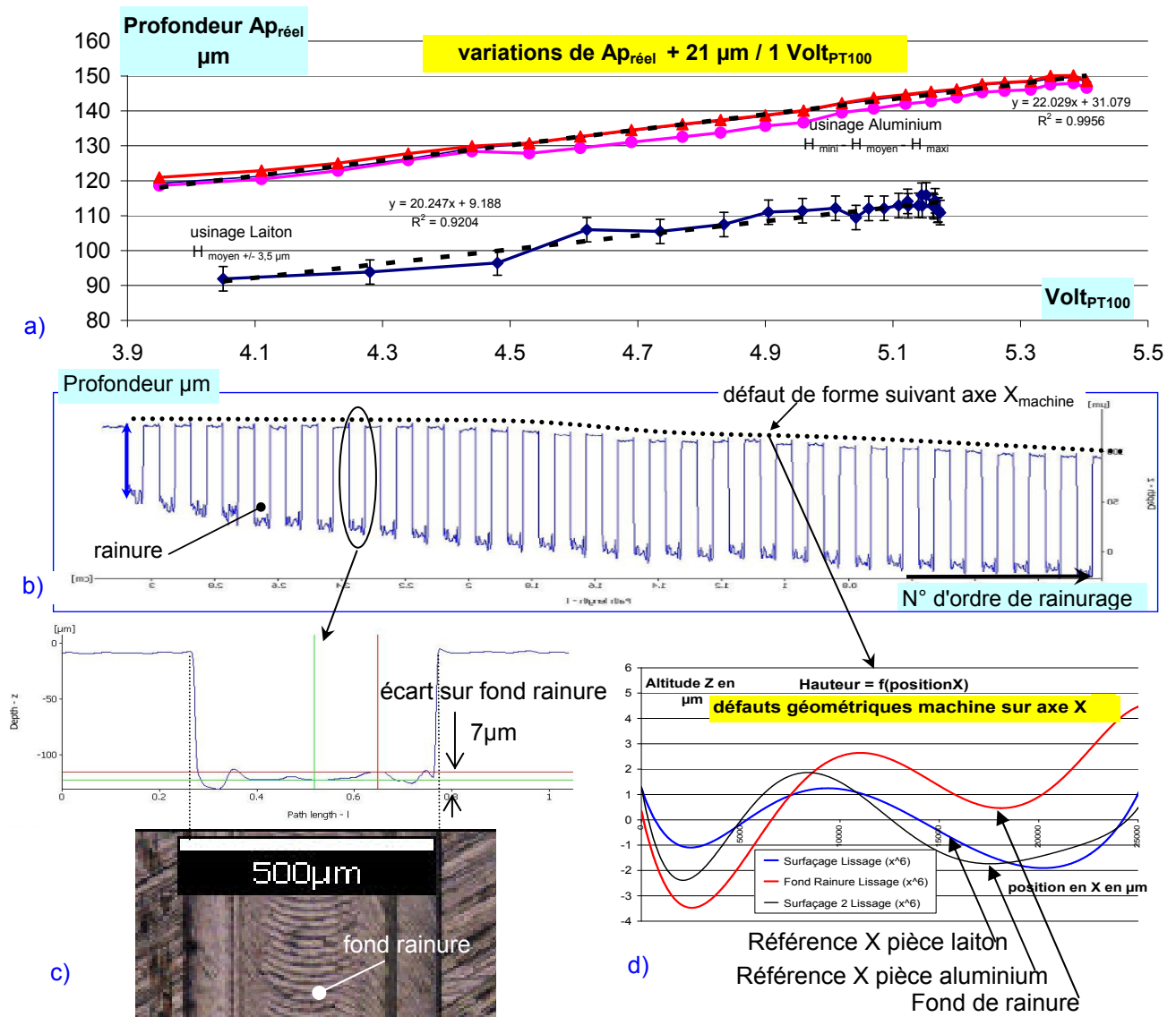


Fig. 3-41 Variation de positionnement axial de l'outil en fonction de la température broche

- a) évolution de la profondeur de passe mesurée en fonction de la tension ($Volt_{PT100}$) mesurée
- b) analyse du profil transverse aux rainures obtenus par microscopie optique (Alicona)
- c) détail du fond de rainure, d) lissage du défaut de forme suivant l'axe X machine

3.5.5. Position

Le calcul du couple consommé par la coupe nécessite de positionner l'outil dans le repère d'acquisition des efforts de coupe de la platine. Cela peut se faire en utilisant les capteurs de positionnement de l'asservissement machine. Cette solution est testée positivement sur une machine ayant des règles délivrant un signal TTL. La mise en œuvre pour la machine d'essai ayant des règles délivrant un signal d'intensité maximal $11\mu\text{Acc}$ variant sinusoïdalement est détaillée ci après.

La position de l'outil dans le repère machine utilise des règles optiques (réf. Heidenhain LS405) (Fig. 3-42-a). Le signal est interfacé avec la CN FANUC 16i par un boîtier Heidenhain EXE-934 qui permet une dérivation (Fig. 3-42-b). Le signal dérivé est alors converti en tension puis intégré dans la chaîne d'acquisition des efforts. Le logiciel de traitement du signal permet d'identifier pour chaque axe machine la position, et par calcul la vitesse et l'accélération. Le boîtier de conversion courant/tension réalisé pour l'étude ne donne pas satisfaction. Le niveau d'intensité est très faible et nécessite une amplification spécifique qui n'a pas été développée.

Une carte IK220 équipe le PC d'acquisition. Cette carte convertit la mesure des règles en données disponibles sur le bus PCI du PC d'acquisition. En développant un driver spécifique, l'accès aux informations des axes sera direct sans passer par la carte d'acquisition externe (NI USB 6251).

La carte IK220 fait partie d'un équipement développé par Heidenhain permettant le contrôle de la géométrie machine et de ses asservissements. Le logiciel (Heidenhain logiciel réf. ACCOM) et un capteur de position autonome (Heidenhain réf. KGM130) permettent de mesurer les écarts entre consigne / déplacement réel. Le schéma de principe de l'acquisition est détaillé sur la Fig. 3-43.

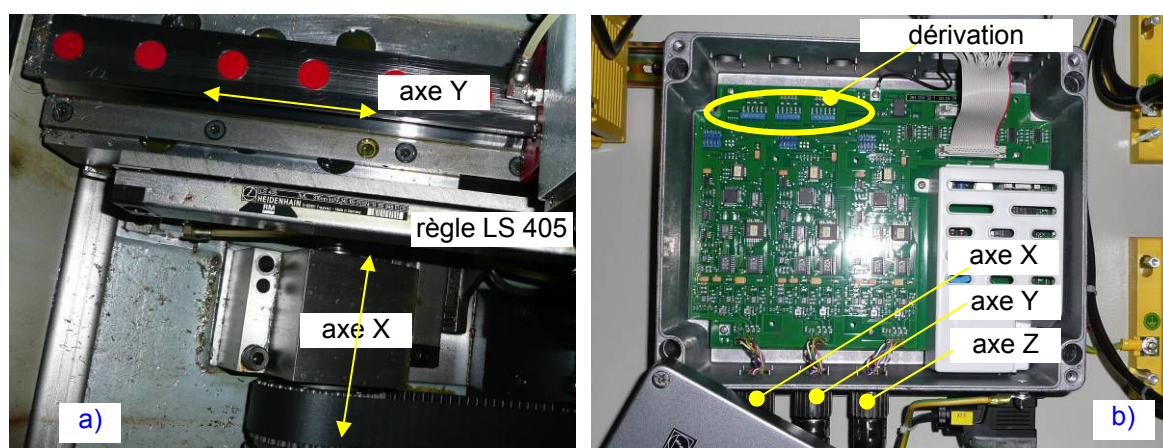


Fig. 3-42 Acquisition de position machine sur un axe

a) prise de position sur l'axe via une règle Heidenhain LS405, b) boîtier EXE 934 d'interface vers CN

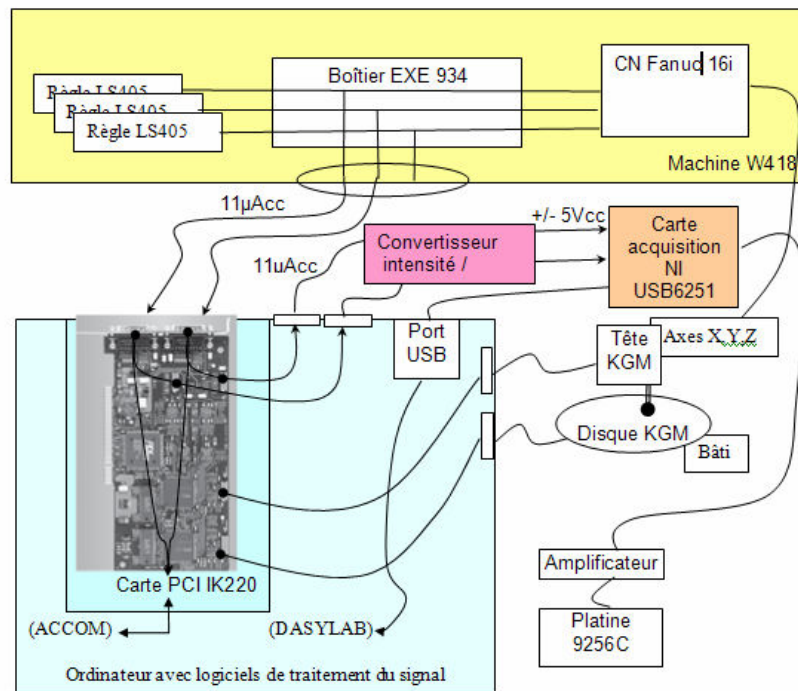


Fig. 3-43 Schéma du couplage de la position machine sur un profil d'effort de coupe à partir des règles d'axes dérivées avec une carte IK220

3.5.6. Capabilité machine

La géométrie de la fraiseuse utilisée (rectitude, orientation des axes) est vérifiée à réception par un étalonnage avec un système laser. Le rapport de contrôle est disponible dans le dossier machine. Il montre des écarts géométriques sur les 3 axes bien inférieurs au besoin de l'étude.

Pour des petites pièces, la machine travaille sur de petites courses. La procédure de contrôle de la machine doit être adaptée. La société Heidenhain développe des systèmes pour vérifier les machines outils. Le dispositif KGM est le plus adapté au micro-fraisage.

Généralement pour l'acheteur d'une micro-fraiseuse, une pièce représentative de son besoin est usinée puis contrôlée. La machine est alors ou non qualifiée. Un contrôle d'usinage avec une pièce d'essai est proposé. D'abord inspiré d'une brique de Lego® à l'échelle 1/10^{ième} puis en miniaturisant la pièce type NASA (Fig. 3-44 à Fig. 3-48). Plusieurs problématiques sont ainsi relevées :

- asservissement : interpolation linéaire et circulaire,
- jeu à l'inversion,
- erreurs de jauge outil.

Les essais seront conduits en usinage paraxial. La mise en œuvre d'usinage de forme ainsi que les stratégies d'usinage à l'échelle micro sont des perspectives de l'étude.

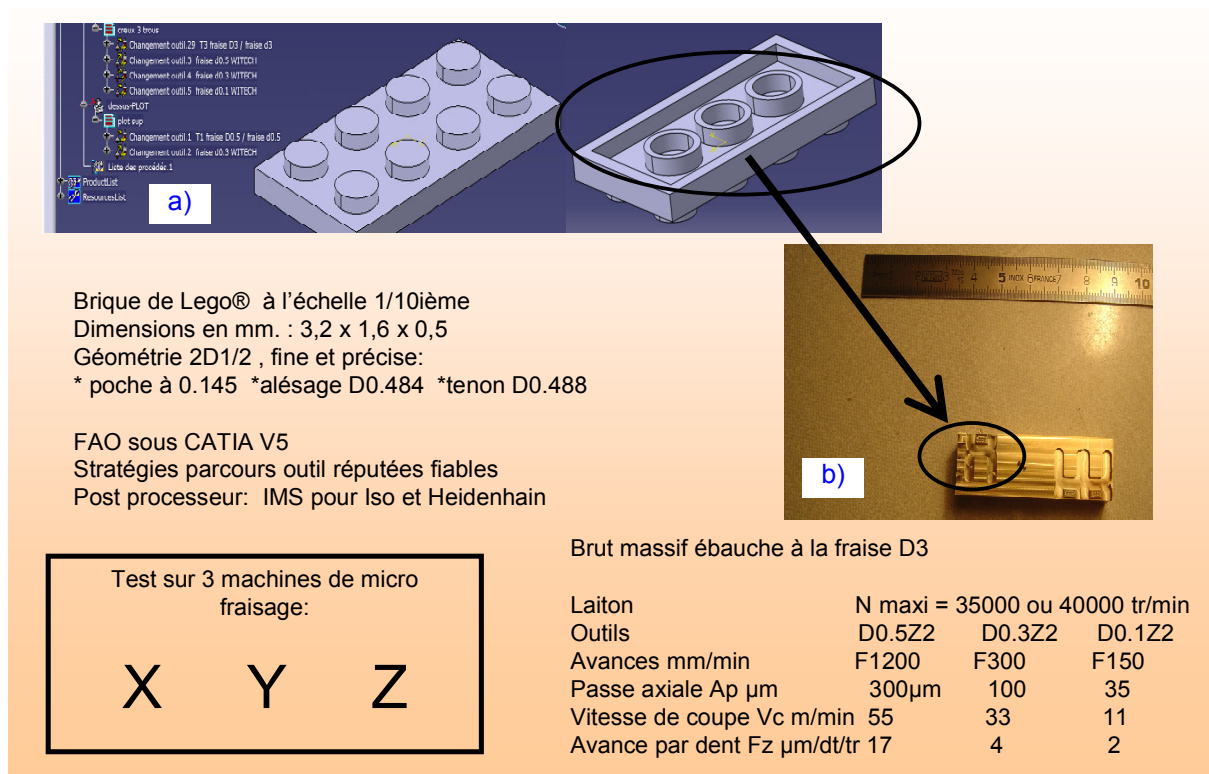


Fig. 3-44 Pièce d'essai : usinage d'un Lego® à l'échelle 1/10ième

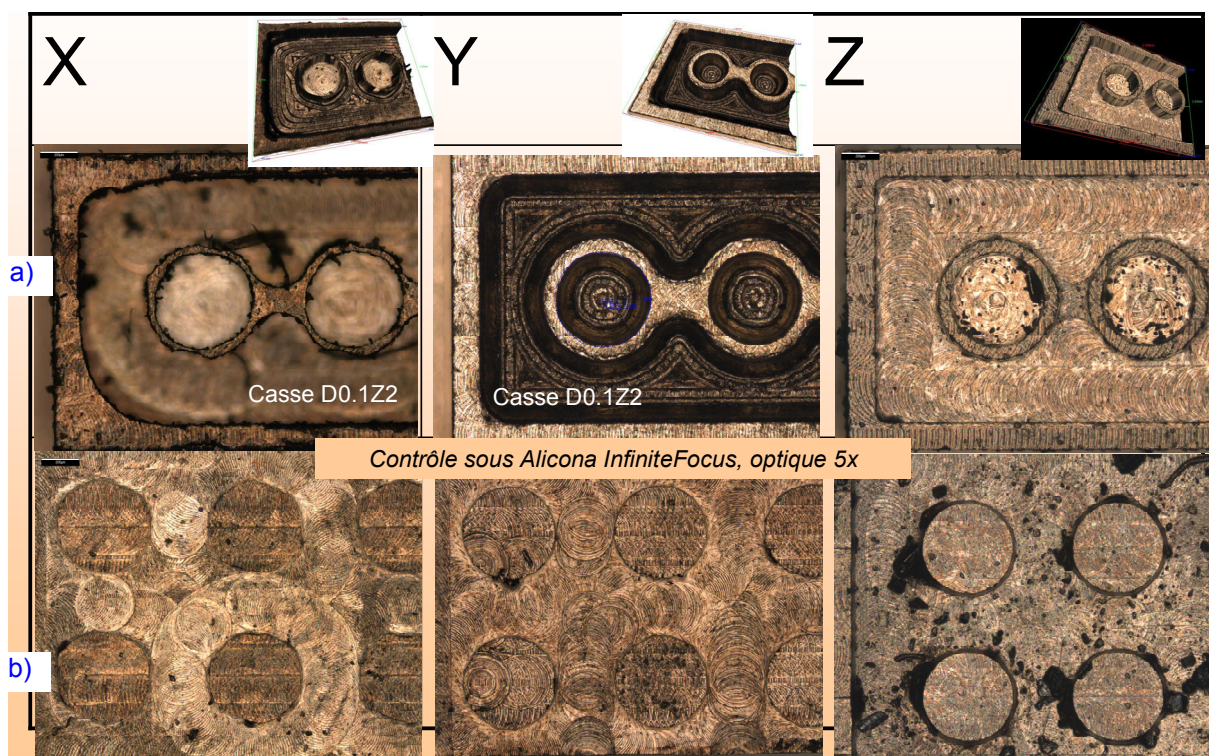


Fig. 3-45 Pièce d'essai: contrôle de l'usinage du Lego® à l'échelle 1/10ième

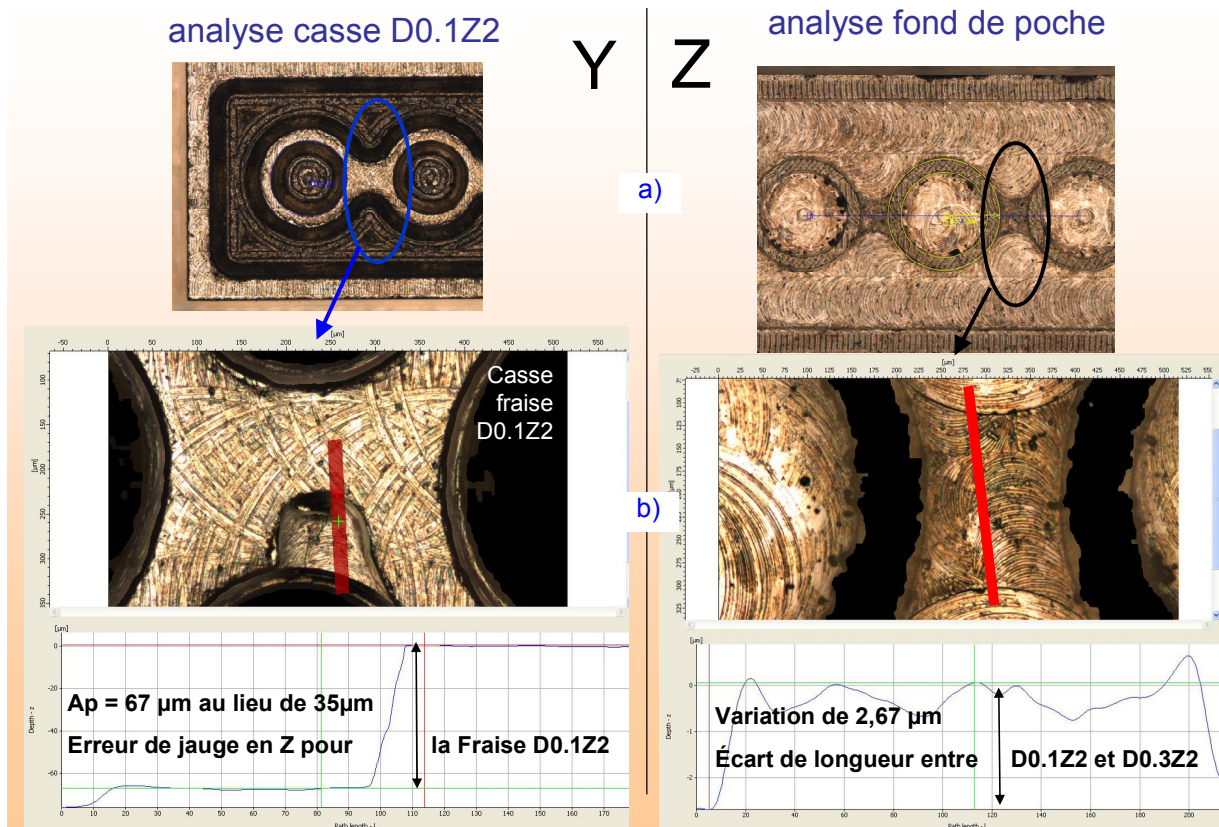


Fig. 3-46 Pièce d'essai : analyse détaillée de contrôle du Lego® à l'échelle 1/10ième

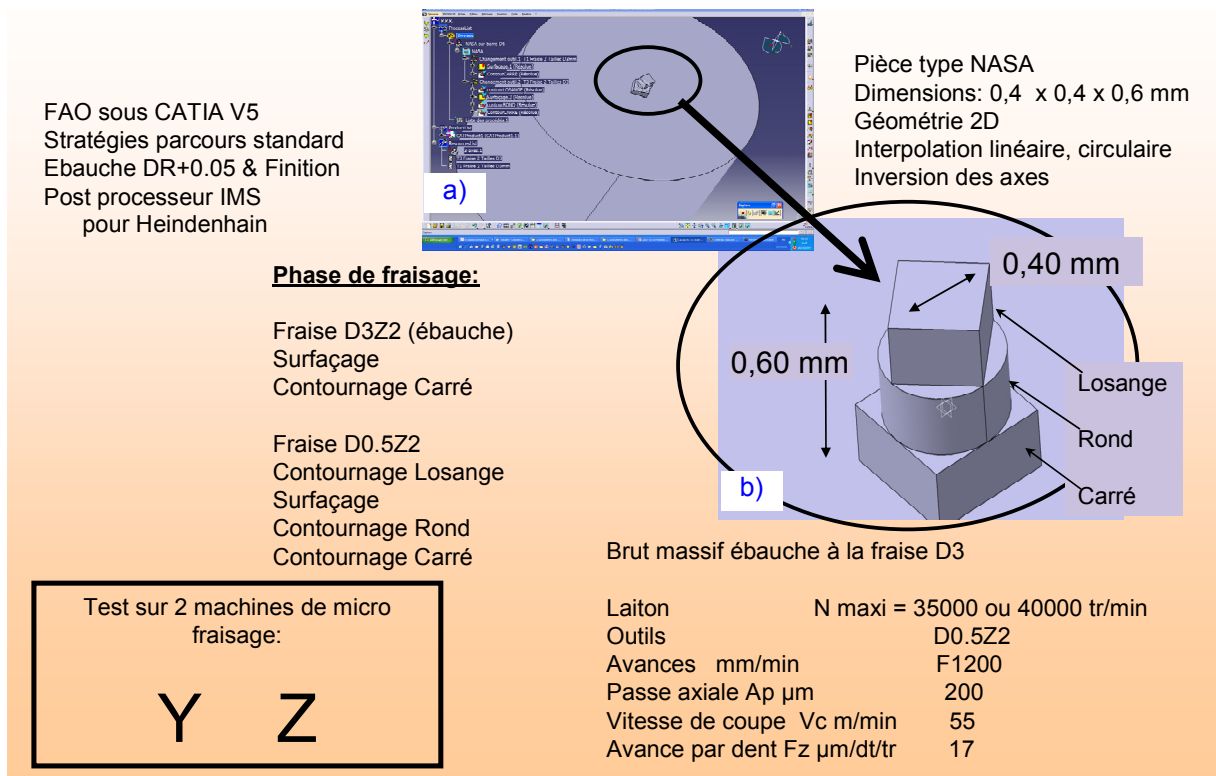


Fig. 3-47 Pièce de qualification : usinage pièce NASA de 0,4 mm

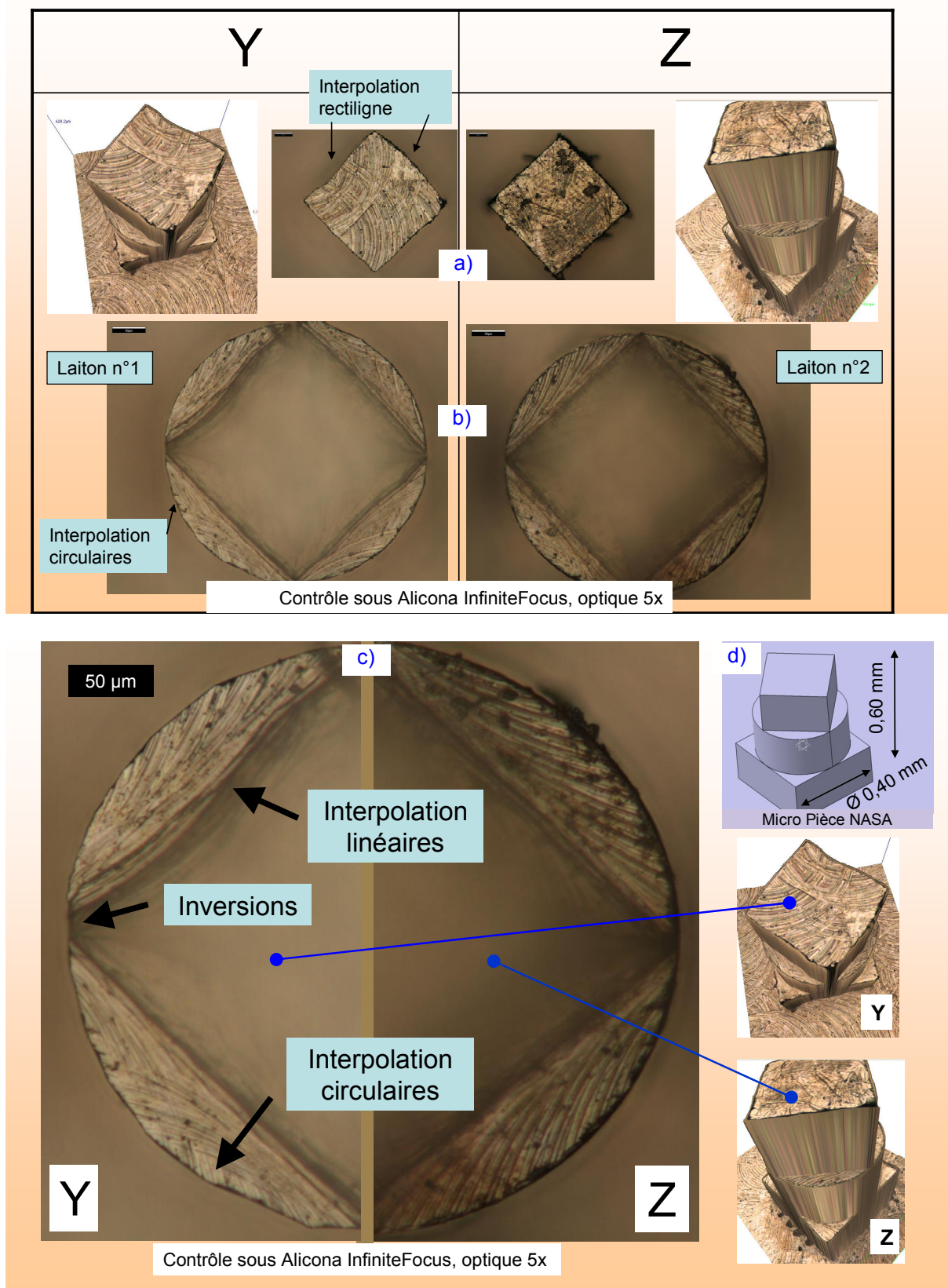


Fig. 3-48 Pièce de qualification: contrôle de l'usinage pièce NASA de 0,4 mm

3.5.7. Conclusion

Le choix d'un usinage paraxial limite des défauts machines. Le contrôle de température est un élément clé pour obtenir la précision désirée dans l'étude. Le processus tel que construit avec les recommandations établies est capable pour les besoins de l'étude.

3.6. Micro copeaux

3.6.1. Introduction

L'analyse des copeaux permet d'approfondir la compréhension de la coupe. Il faut d'abord les « produire » puis les isoler pour les observer. Le challenge pour la coupe micro est de disposer de copeaux analysables malgré leurs tailles mésoscopiques et leur forte déformabilité lors des manipulations. Les observations morphologiques externes semblent à priori plus facile que des micrographies internes.

Le protocole de récupération des copeaux est détaillé en Fig. 3-49. L'observation des copeaux se fait sous microscopie optique ou avec un MEB.

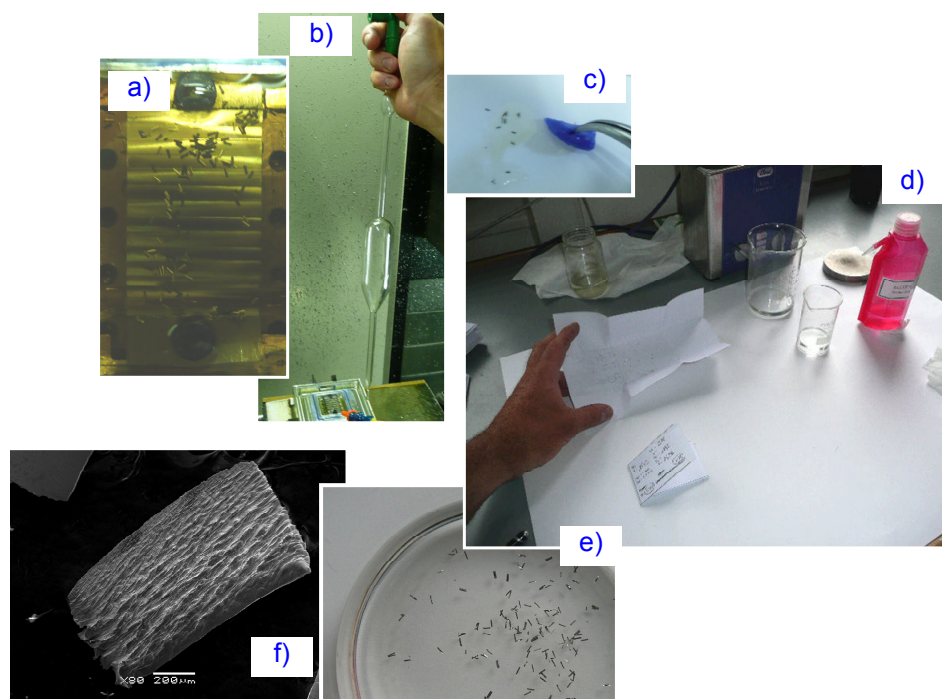


Fig. 3-49 Protocole de récupération des copeaux

- a) copeau dans la baignoire d'huile de coupe, b) vidange de l'huile avec une pipette, c) récupération des copeaux avec une pâte silicone, d) dégraissage au bac à ultrasons et séchage à l'alcool, stockage dans un pli papier, e) observation au MEB

3.6.2. Observations morphologiques

A cette échelle des copeaux, la microscopie optique n'apporte pas de finesses d'analyses suffisantes. Le MEB est en priorité utilisé. La difficulté réside dans la taille des copeaux, leur orientation et maintien en position. Pour être observés au MEB, les copeaux sont collés sur un support conducteur. Plusieurs spécimens sont utilisés car l'orientation est aléatoire. Un même copeau ne peut pas être observé sous toutes ces faces. L'effet collant modifie le pourtour des copeaux. Les résultats sont exploitables et présentés dans les chapitres suivants.

3.6.3. Analyse micrographique

La microstructure des copeaux s'observe après enrobage et polissage d'une des faces de l'enrobage correspondant au plan de coupe. La direction d'observation est fonction de ce plan de coupe. L'orientation du copeau dans l'enrobage est primordiale et doit être choisie vis-à-vis de la cinématique d'usinage (sens long ou sens large contenu dans le plan ortho axial de la fraise).

Pour pallier à ces difficultés deux solutions sont développées et testées en utilisant de la colle et des plaques de plastique transparentes. Les copeaux sont enrobés et fixés par de la colle cyanoacrylate (Loctite 496). La mouillabilité est fonction de la température d'application. Un travail sous vide d'air (dans une boîte à gant) évite le bullage (formation de petites bulles d'air le long du copeau). Pour orienter le copeau la première solution consiste à usiner un logement aux dimensions du copeau dans un bloc de plastique transparent. Ainsi bloqué dans son logement le copeau est contraint en position et en orientation :

- sens large: perçage d'un trou de diamètre équivalent à la largeur copeau,
- sens long : rainure de largeur équivalente à l'épaisseur copeau.

La seconde solution consiste à réaliser un « mille feuille » avec entre chaque plaque de la colle et des copeaux positionnés et orientés par rapport au bord. L'ensemble des plaques est détourné (contournage en fraisage) au diamètre habituel d'un enrobage.

La première solution a l'inconvénient d'un usinage de précision avec la difficulté de remplir le logement de colle. La seconde solution est de réalisation facile mais avec un risque de déformation des copeaux lors de l'empilage. La consommation de colle est importante. C'est cette solution de « mille feuille » qui a été retenue.

Les copeaux sont alors emprisonnés de façon maîtrisée dans des blocs de plastique. Le processus habituel de polissage, d'observation et d'attaque chimique peut avoir lieu. L'analyse à différentes altitudes reprend la méthode de mesure de la hauteur du bloc après chaque nouveau polissage (POULACHON 1999).

Plusieurs réactifs d'attaque ont été testés sur le 316L. Celui utilisé est un réactif au sulfate de cuivre acide ou réactif de Marble. Sa composition est: 20 ml d'acide chlorhydrique HCl + 4 grammes de sulfate de cuivre + 20 ml d'eau. Deux types de polissage sont pratiqués l'un avec de la poudre diamantée l'autre avec de l'alumine. Le polissage est une étape critique de l'analyse qui peut modifier la structure de la couche superficielle.

3.6.4. Conclusion

La taille des copeaux est le verrou principal à la récupération des copeaux. La procédure décrite ici est validée pour des copeaux usinés avec un $A_p = 1$ mm et $A_e = 0.5$ mm ; Pour des micro-copeaux, particulièrement avec A_p de l'ordre de la dizaine de μm , des stratégies élaborées sont à concevoir.

3.7. Conclusion

La coupe à l'échelle micro est très sensible aux effets de mise en œuvre. L'utilisation de moyens industriels mets en avant ces problématiques. Une approche globale est nécessaire pour maîtriser les effets de la mise en œuvre. Chaque élément est d'importance. Le mal rond semble incontournable quelque soit les moyens utilisés. Le protocole pour le caractériser est un élément clé. Le suivi de certains paramètres (température, vibrations) est une nécessité et aussi un vrai bénéfice pour l'étude qui est présentée aux chapitres 5 et 6.

La définition des méthodes et moyens expérimentaux est un travail conséquent qui n'avait jamais été abordé. La qualité de l'environnement expérimental en micro-fraisage est nécessaire pour obtenir des essais significatifs. De nombreux essais ont été menés, toujours avec un œil critique et une recherche de relation de causes à effet.

Une grande difficulté de cette étude est d'avoir pris l'option de travailler sur machine outil industrielle. Cela a permis d'être confrontés à des difficultés accentuées, pour finalement rechercher des solutions adaptées pour mieux les résoudre. L'expérimentateur doit développer des qualités globales. Cette capitalisation de l'expérience permet désormais une mise en œuvre du micro-fraisage sur des plateformes diverses.

Disposant de méthodes et moyens expérimentaux fiables, les essais de micro-fraisage peuvent alors commencer.

Références

ALICONA "WWW.ALICONA.COM."

BISSACCO, G. (2004). SURFACE GENERATION AND OPTIMIZATION IN MICROMILLING, DEPARTMENT OF MANUFACTURING ENGINEERING AND MANAGEMENT, INSTITUT FOR PRODUKTION OG LEDELSETECHNICAL UNIVERSITY OF DENMARK.

CHERIF, M., H. THOMAS, ET AL. (2004). "GENERIC MODELLING OF MILLING FORCES FOR CAD/CAM APPLICATIONS." INTERNATIONAL JOURNAL OF MACHINE TOOLS AND MANUFACTURE 44(1): 29-37.

KERN PYRAMID NANO.

MICRONORA (2009). "MICRONORA INFORMATIONS." MICRONORA N116: 5-11.

POULACHON, G. (1999). ASPECTS PHENOMENOLOGIQUES, MECANIQUES ET METALLURGIQUES EN TOURNAGE C-BN DES ACIERS DURCIS. APPLICATION : USINABILITE DE L'ACIER 100CR6: 164.

CHAPITRE 4

EFFET D'ECHELLE EN COUPE MICRO / MACRO

Plan du Chapitre

4. EFFET D'ECHELLE EN COUPE MICRO / MACRO.....	- 186 -
4.1. INTRODUCTION	- 186 -
4.2. MAL ROND.....	- 187 -
4.2.1. Origine du mal rond et paramétrage.....	- 187 -
4.2.2. Influence du mal rond	- 188 -
4.3. ESSAIS DE COUPE	- 196 -
4.3.1. Protocole d'essais en (micro) fraisage.....	- 196 -
4.3.2. Fraise D3Z2.....	- 197 -
4.3.2.1. Plan d'essais.....	- 197 -
4.3.2.2. COM en Vc.....	- 199 -
4.3.2.3. COM en H	- 202 -
4.3.2.4. Conclusions.....	- 204 -
4.3.3. Fraise D0.5Z2.....	- 207 -
4.3.3.1. Plan d'essais.....	- 207 -
4.3.3.2. COM en Vc.....	- 209 -
4.3.3.3. COM en H	- 211 -
4.3.4. Effet de la coupe en bout ($R_{Ap/D}$ faible)	- 217 -
4.4. OBSERVATIONS SUR L'ENDOMMAGEMENT DES OUTILS.....	- 222 -
4.5. CARACTERISATION DE LA SECTION DE L'EPROUVETTE USINEE	- 225 -
4.5.1. Microdureté.....	- 225 -
4.5.2. Microstructure	- 225 -
4.6. COPEAUX	- 227 -
4.6.1. Plan d'essais	- 227 -
4.6.2. Influence de A_p et de H.....	- 228 -
4.6.3. Micrographies	- 232 -
4.7. COMPORTEMENT DYNAMIQUE DES MICRO-FRAISES	- 235 -
4.7.1. Modélisation effort de coupe	- 235 -
4.7.2. Simulation par MEF du comportement sous charge d'une micro-fraise D0.5Z2.....	- 238 -
4.7.3. Observations par caméra ultra-rapide	- 240 -
4.8. CONCLUSIONS	- 242 -

4. Effet d'échelle en coupe Micro / Macro

4.1. Introduction

Parmi les ratios caractéristiques du micro-fraisage synthétisés au §1.4.15, certains sont indissociables de la coupe micro (approche phénoménologique), et pour les autres, leurs effets peuvent être limités voire négligés en fonction des choix expérimentaux.

La démarche « semi-micro » adopte cette philosophie en appréhendant la coupe à l'échelle micro (D0.5Z2) avec un outil macro (D3Z2). Pour un ratio H_c / R_β donné, l'épaisseur coupée sera plus grande. Ainsi les effets liés aux limitations technologiques (fréquence de broche basse, mal rond, défaut asservissement), aux contraintes intrinsèques (flexions d'outil, défaut d'usinage de l'outil), aux problèmes dynamiques (FPD compatible avec la bande passante de la platine) sont limités.

Le choix d'un engagement axial fort permettant d'augmenter l'intensité des efforts et facilite l'observation des outils doit être discuté.

Ce paragraphe présente les essais de coupe réalisés avec les fraises D3Z2 et D0.5Z2 en majorité dans la nuance HM. D'abord, en identifiant les effets liés au mal rond initial pour une (micro) fraise à 2 dents, puis en identifiant le domaine technologique pour la fraise D3Z2, puis D0.5Z2 suivant la démarche du COM (COUPLE OUTIL MATIERE NF E 66-520). Les essais sont menés comparativement pour un engagement axial fort (voisin de $A_p = D$) et faible ($A_p < D/10$). Les outils, les éprouvettes et les copeaux sont ensuite analysés. L'analyse dynamique de la micro-fraise en travail conclura ce paragraphe.

Pour différents diamètres de fraise, avec des valeurs (MR , R_β , F_z) proches des données de l'étude, le Tab. 4-1 illustre la synthèse des effets d'échelle présentée au § 1 entre la coupe Micro /Macro.

		MACRO	MICRO	ratio	MICRO	ratio
outil	NON revêtu			$D3/D0.5$		$D3/D0.1$
D	mm	3	0.5	6	0.1	30
D queue	mm	6	3	2	3	2
Z	dt/tr	2	2	1	2	1
N	tr/min	15 916	36 000	2.3	160 000	10.1
Vc	m/min	150	57	38%	50	33%
FPD	Hz	531	1200	2.3	5333	10.1
Fz	$\mu\text{m}/\text{dt}$	30	4	7.5	0.5	60.0
F	mm/min	955	288	3.3	160	6.0
R_β	μm	10	5	2	5	3
R_β/F_z	μm	0.33333333	1.25	3.8	10	30.00
MR	μm	2	2	1	2	2
MR/Fz	μm	7%	50%	8	400%	60
Ap	mm	1.5	0.1	15	0.005	300
Ae	mm	3	0.5	6	0.1	30
Q	mm^3/min	4297.19	14.40	298	0.08	53715

Tab. 4-1 Ordres de grandeur des effets de mise en œuvre

4.2. Mal rond

Il est nécessaire de distinguer le mal rond initial caractérisable pour une outil neuf de celui lié à l'outil (endommagé) en travail. Les défauts géométriques sont à l'origine du mal rond initial. Il peut être amplifié par la mise en rotation à haute fréquence de l'ensemble outil / porte-outil. L'étude dans le plan ortho axial de la broche permet de paramétrer le mal rond et de modéliser son influence sur l'épaisseur coupée H_c , la rugosité de la surface fraisée et sur les angles de coupe de l'outil en main.

4.2.1. Origine du mal rond et paramétrage

Le mal rond initial MR est modifiable lors de la préparation des outils. En partant du bec outil jusqu'à l'axe de rotation de la broche vis-à-vis du bâti, la description de la chaîne géométrique élémentaire (Fig. 4-1-a) permet d'en identifier les causes (Fig. 4-1-b). Certaines sont constatées et subies, d'autres dépendent du protocole de préparation.

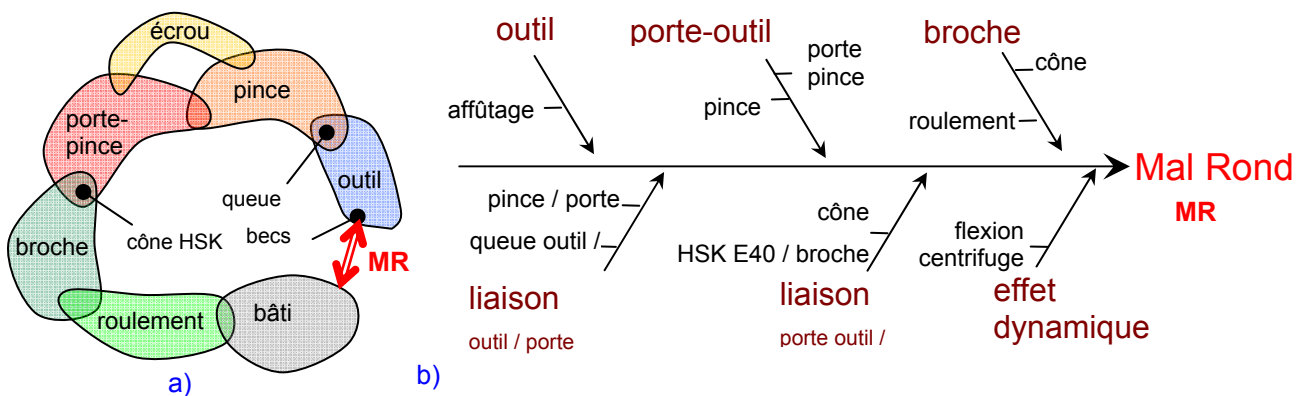


Fig. 4-1 Mal rond initial : a) chaîne géométrique élémentaire, b) analyse causale

Construction de la chaîne géométrique élémentaire

La classe de précision est choisie maximale pour le porte pince, l'écrou, la pince D16 constituant le porte-outil. Les éléments sont neufs. Chaque élément est numéroté, nettoyé (dans un bac à ultra son) puis assemblé. Les causes du mal rond dépendent alors essentiellement des défauts de liaison. La queue de la fraise est enfoncée et tournée dans la pince pour éviter une orientation particulière due aux frottements dans la pince. La chaîne géométrique élémentaire est constituée. L'orientation relative du porte-outil vis-à-vis de la broche est repérée angulairement pour rendre leur liaison isostatique (Fig. 4-2).



Fig. 4-2 Orientation du porte-outil

Paramétrage

Le mal rond initial modifie la position des 2 becs outils exprimée dans le plan ortho axial à l'axe de rotation de la broche. Il se traduit par un écart de position radiale nommé « MR » et un écart angulaire entre les 2 becs de l'outil et la direction de MR nommée « déphasage » et repérée par le paramètre « φ ». La Fig. 4-3 propose la mise en situation du paramétrage du mal rond.

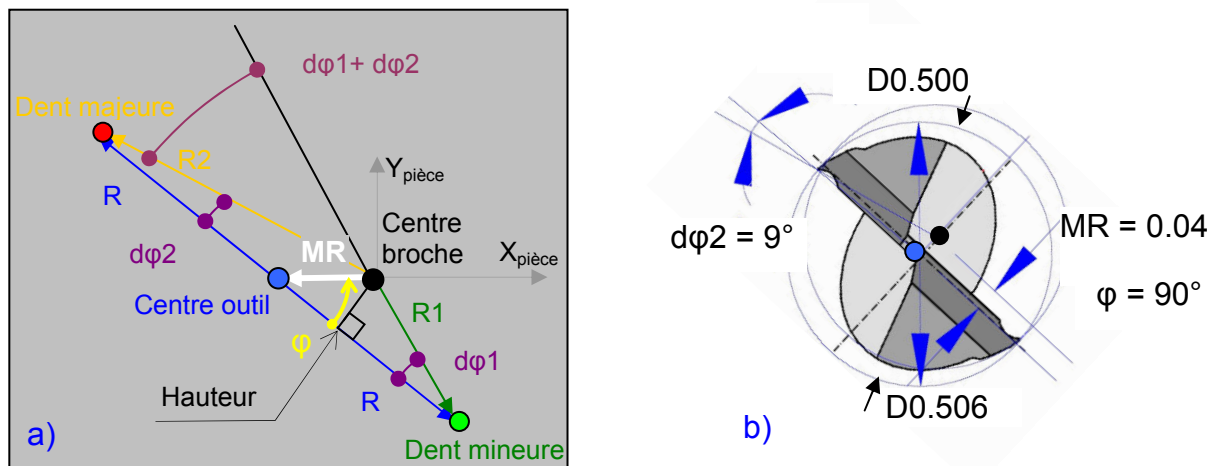


Fig. 4-3 Paramétrage du Mal Rond dans le plan ortho axial à la broche

a) paramétrage, b) exemple sur D0.5Z2 avec $MR = 0.04$ mm et $\varphi = 90^\circ$

Mesure du mal rond

La mesure du mal rond peut se faire en mesurant le battement radial au plus près des becs outils ou en mesurant la largeur d'une rainure avec un faible A_p pour limiter les flexions outil.

La mesure du déphasage φ peut se faire approximativement en mesurant le point de rebroussement de MR avec l'axe des 2 dents, ou précisément en comparant les signaux (efforts de coupe, émission acoustique) avec une référence (top tour, ou dent majeure) ou en recherchant les deux modes propres exactes de chaque dent voisin de la fréquence de passage de dent théorique.

La caractérisation du mal rond est initiale et évolue avec l'endommagement inégal de chaque bec outil.

4.2.2. Influence du mal rond

Sections coupées

Le mal rond est inévitable, mais sa valeur peut être réduite par des gestes métiers jusqu'à $MR < 2$ μm . Le paramètre de déphasage φ n'est pas précisé dans la littérature, c'est pourtant un élément essentiel de la caractérisation du mal rond. Par balançage à $\varphi = 90^\circ$, l'influence de MR peut être réduite

significativement jusqu'à -90 % (Fig. 4-4). La notion de dent majeure (resp. mineure) pour la dent qui est la plus (resp. la moins) excentrée peut être proposée.

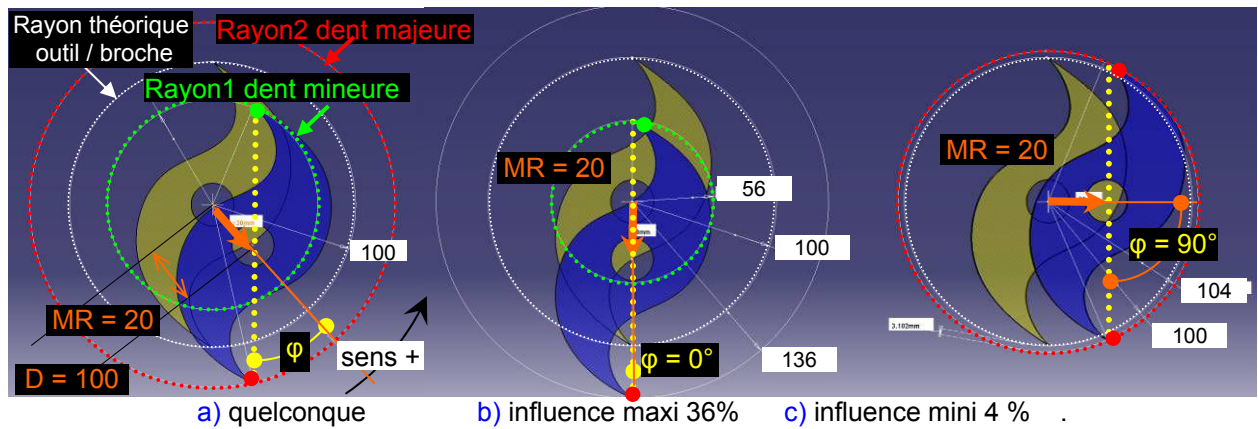


Fig. 4-4 Influence de l'orientation du mal rond vis-à-vis du plan diamétral des 2 becs outil

a) Paramétrage dans le plan ortho axial à l'axe de rotation broche (outil considéré parfait)

b) influence maximum à $\varphi = 0^\circ$, c) influence minimum à $\varphi = 90^\circ$ ($MR = D/5$)

Protocole de réglage de MR : La mesure du mal rond correspond à la mesure du battement radial qui se fait sur le collet de l'outil. Le maximum du mal rond mesuré est repéré sur la pince, qui définit la direction de MR. Le réglage du déphasage φ se réalise en faisant tourner l'outil dans la pince qui, elle, reste fixe vis-à-vis du porte pince. Une fois orientée à 90° , la valeur du mal rond MR est remesurée et réduite par gestes métiers (cf §3) jusqu'à environ $2 \mu m$.

La trajectoire théorique des becs outil est étudiée à partir des formules **Erreur ! Source du renvoi introuvable.** à 0.

$$X_j(t)_{\text{trochoïde}} = F_z * Z * \theta(t) / (2 * \pi) - R_j * \cos(\theta(t))^{(*)} \quad (4-1)$$

$$X_j(t)_{\text{trochoïde}} = F_z * Z * \theta(t) / (2 * \pi) - R_j * \cos(\theta(t)) \quad (4-2)$$

$$R_1 = (R^2 + MR^2 - 2 * R * MR * \cos(\varphi))^{0.5} \quad (4-3)$$

$$R_2 = (R^2 + MR^2 + 2 * R * MR * \cos(\varphi))^{0.5} \quad (4-4)$$

Avec : R_j = Distance du bec n° j au centre de broche, $\theta(t)$ = position angulaire dans le repère pièce du bec n° j, t = paramètre explicatif, F_z = avance à la dent, Z = Nombre de dents. (*) signe moins car rotation outil en sens horaire

L'épaisseur coupée $H_c(MR, \varphi)$ est obtenue pour chaque dent à l'instant t par calcul de la distance entre sa position vis-à-vis de la trajectoire de la dent précédente (Fig. 4-5). L'équation est résolue numériquement par incrémentation :

$$\sin(t) - \tan(t_0) \cdot \cos(t) + [a \cdot \tan(t_0) / MR] \cdot t - [a \cdot t_0 \cdot \tan(t_0) / MR] = 0 \quad (4-5)$$

$$H_{ca} = (R - \text{Sqr}((-R.\cos(TN) + a*(TN - t1))*(-R.\cos(TN) + a*(TN - t1)) + (R.\sin(TN))*(R.\sin(TN)))) \quad (4-6)$$

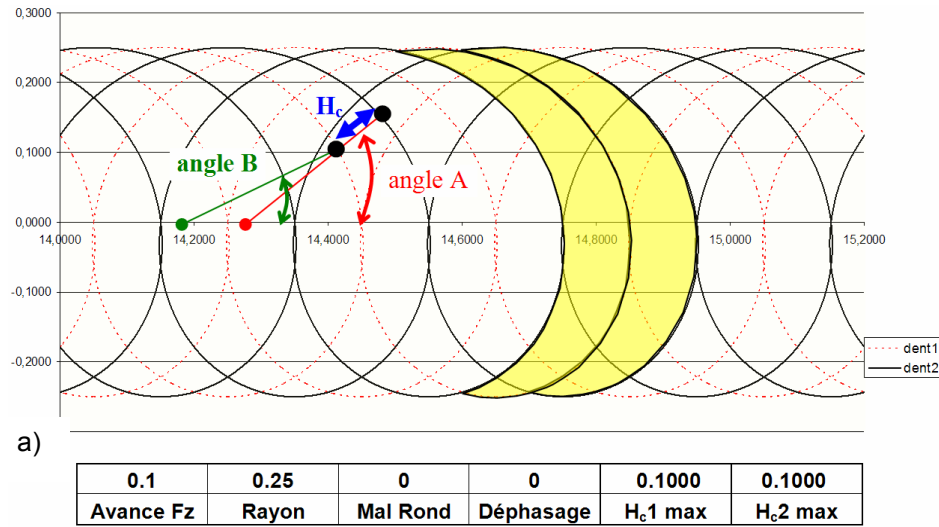
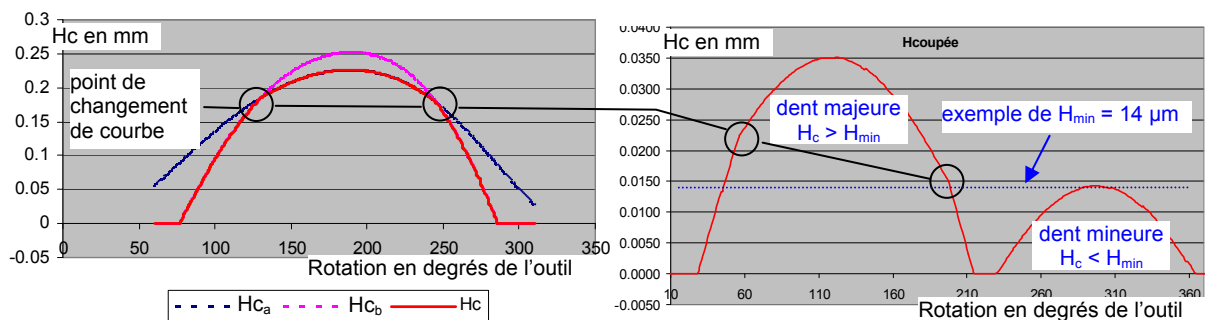


Fig. 4-5 Epaisseur coupée instantanée H_c entre chaque trajectoire de bec outil

La modélisation des efforts de coupe pratiquée dans la littérature ne différencie pas le type de coupe de chaque dent, il est soit en mode ploughing soit en mode cisaillement. Pourtant, à F_z donné, en fonction du ratio $R_{H_c / MR}$ et de la valeur du déphasage φ , le mode de coupe peut être continuellement du ploughing $H_c < H_{min}$ (Fig. 4-6-b) alors que pour la dent majeure, $H_{max} > H_{min}$.

Pour la dent majeure, le profil d'évolution de H_c n'est pas régulier (Fig. 4-6-a) car il dépend de la trajectoire de la dent mineure et du déphasage (Fig. 4-6-b). Comme la trajectoire est trochoïde, les points de changement d'une courbe à l'autre ne se produisent pas pour la même valeur de H_c . Cette précision n'est pas présente dans la littérature. Le déséquilibre des sections coupées entre les 2 becs, peut, dans certaine configuration, augmenter significativement les efforts sur la fraise. Le mode de coupe ploughing devient alors systématique pour la dent mineure et ce, sur une portion de plus en plus importante de la trajectoire depuis les bords dressés pour la dent majeure.



a) Déphasage $\varphi = 90^\circ$

b) Déphasage $\varphi = 5^\circ$

Fig. 4-6 Evolution de l'épaisseur coupée H_c pour chaque dent en fonction du déphasage

(D1Z2, $F_z = 8 \mu\text{m} / \text{dt} / \text{tr}$, $MR = 0.49 \text{ mm}$)

Etats de surface

L'effet du mal rond modifie l'état de surface, en rugosité de façon géométrique (trajectoire variable de chaque dents, Fig. 4-7 et de l'avance F_z Fig. 4-8) et en aspect avec le « tartinage » du matériau coupé en mode ploughing.

Le mal rond modifie significativement l'état de surface obtenu en fraisage en roulant (arête latérale). Le battement axial de chaque dent (arête secondaire) modifie l'état de surface obtenu en fraisage en bout (altitude) et s'ajoute à la variation de trajectoire induite par ce mal rond.

Avec une avance tel que $H_{\max} > H_{\min}$ et un outil sans mal rond ($Z1$ ou $MR=0$), le mode de coupe ploughing est limité à une zone proche des bords dressés de largeur dépendante de F_z . Sous l'effet du mal rond, la matière labourée sur les bords par la dent majeure et au centre par la dent mineure est étalée par la face de dépouille de l'arête en bout de l'outil provoquant le « tartinage » observé optiquement. Cela sera détaillé au §5 et §6.

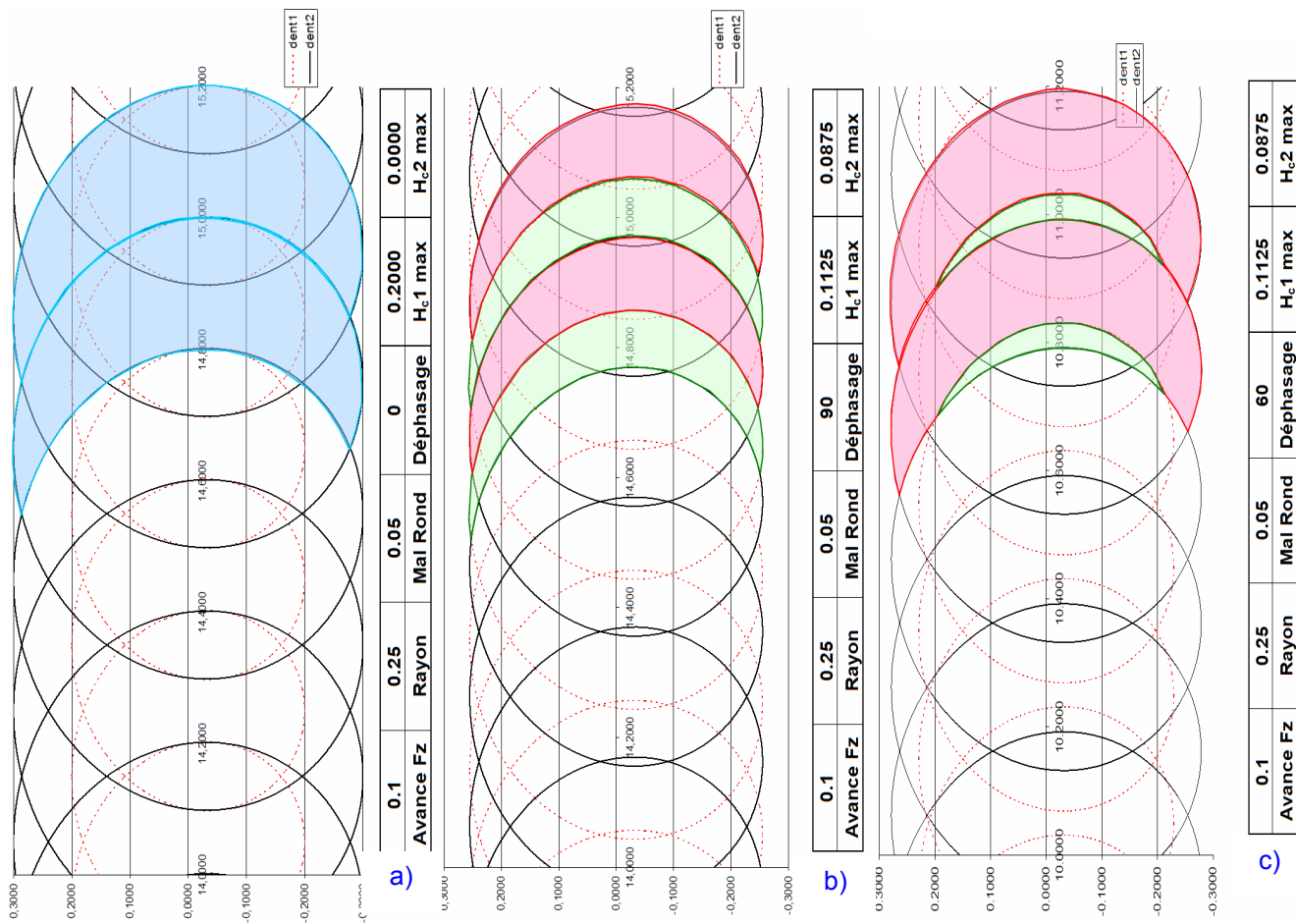


Fig. 4-7 Trajectoire de chaque dent avec Mr et surface coupée pour différentes valeurs du déphasage : a) $\varphi = 0^\circ$, b) $\varphi = 90^\circ$, c) $\varphi = 60^\circ$ (D0.5Z2 ; Fz = 0.1 mm/dt/tr, MR = 0.05 mm)

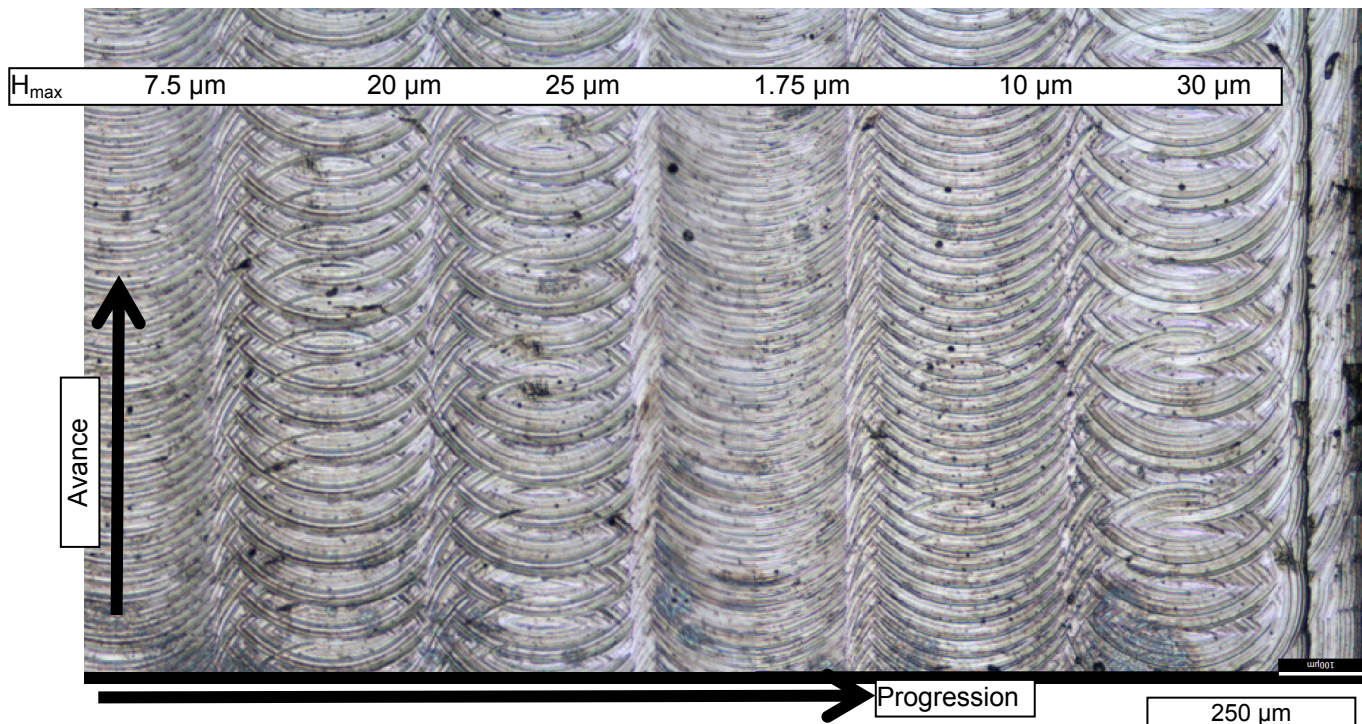


Fig. 4-8 Etat de surface à différentes vitesses d'avance pour un même outil dans la même sous-phase outil (mal rond identique)

(D0.5Z2#38, MR < 1 μm, éprouvette ICH#01, essai n°2, Vc = 25 m /min, Ae = 0.25, Ap = 50 μm)

Angles outils

Le mal rond modifie l'orientation du plan de référence sur chaque bec, donc les angles de coupe et de dépouille de l'outil en main. Cette sensibilité est exprimée par les formules suivantes, pour l'arête principale (étude à conduire pour l'arête secondaire) :

$$\gamma_{j \text{ MR}} = \gamma + k. d\varphi_j \quad (4-7)$$

$$\alpha_{j \text{ MR}} = \alpha - k. d\varphi_j \quad (4-8)$$

$$d\varphi_j = \text{Arcsin}(\text{Sin}(\varphi) * \text{MR}/R_j) \quad (4-9)$$

Avec: γ angle de coupe, α angle de dépouille, j n° de bec, R_j = Distance du bec n° j au centre de broche, $k = \pm 1$.

Le mal rond peut rendre un angle de coupe négatif, ou faire talonner une dent. La variation dépend du diamètre de l'outil. Le cas le plus critique est pour un déphasage $\varphi = 90^\circ$. Si la variation des angles de l'outil en main est positive pour une dent, alors elle est négative pour l'autre dent. Ce qui justifie les 2 graphiques (Fig. 4-9).

L'influence de MR dépend du diamètre de la fraise, pour une variation des angles de coupe de 10%, $\text{MR}_{D3Z2} < 16 \mu\text{m}$ et $\text{MR}_{D0.5Z2} < 4 \mu\text{m}$. Ce qui est expérimentalement vérifié à chaque essai.

Une variation de l'angle de dépouille modifie la longueur en contact outil / pièce sur la face de dépouille due au retour élastique H_r . Pour $MR = 2.5 \mu\text{m}$, $\varphi = 90^\circ$, $\alpha = 6^\circ$ et $H_r = 3 \mu\text{m}$, la longueur de contact sur la face de dépouille passe de $47 \mu\text{m}$ à $57 \mu\text{m}$, soit 21% de variation. Ce qui est significatif.

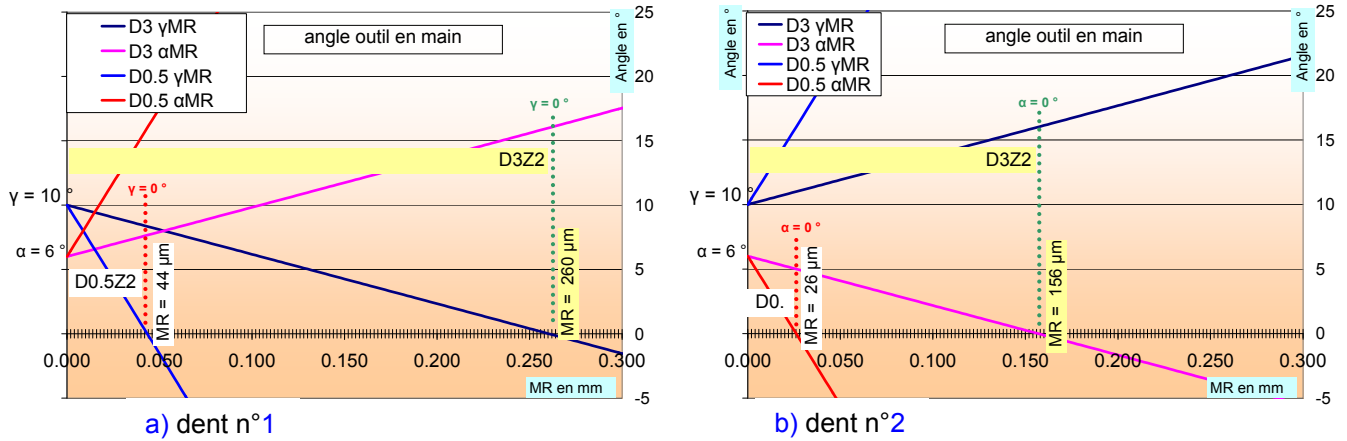


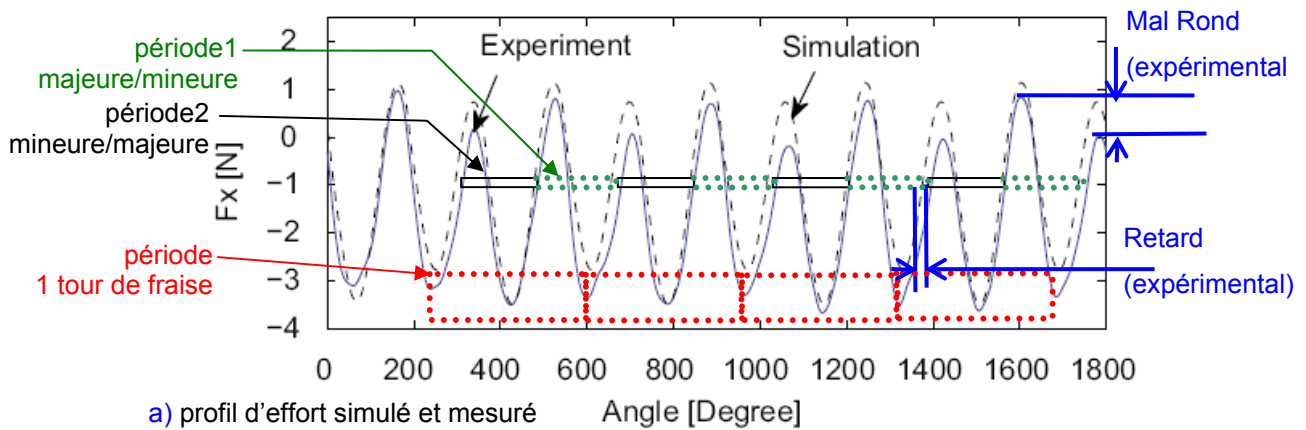
Fig. 4-9 Variation des angles de l'outil en main pour chacun des 2 becs en fonction de la valeur du mal rond dans le cas le plus défavorable à $\varphi = 0^\circ$
a) dent n°1, b) dent n°2 (D0.5Z2 et D3Z2)

Identification du mal rond à partir du profil d'effort

L'analyse du profil des efforts de coupe permet d'estimer la valeur du mal rond MR et de l'angle de déphasage φ . (MALEKIAN, PARK ET AL. 2009) utilise une fraise (D0.5Z2) et une platine dynamométrique identique à celles de l'étude⁽¹⁾. Les auteurs simulent les efforts de coupe avec une valeur arbitraire de mal rond (Fig. 4-10-a) et les comparent aux résultats expérimentaux. Le profil d'effort simulé présente un mal rond entre la dent 1 et la dent 2 qui est plus important que sur le profil d'effort expérimental. Ce qui est remarquable et non expliqué par les auteurs est le retard observable pour la dent mineure entre les profils d'efforts simulés et expérimentaux.

Une explication proposée est la manifestation de l'effet de φ (angle de déphasage) associé à la valeur du mal rond MR qui peut être calculé en faisant l'hypothèse que la variation d'effort d'une dent à l'autre est proportionnelle à la valeur du mal rond MR . Une mesure à l'échelle sur le graphique permet de calculer la variation d'amplitude et le retard (Fig. 4-10-b) : 15% en amplitude et 1,2% de retard. En utilisant les équations précédentes, l'identification donne $MR = 10.5 \mu\text{m}$ et $\varphi = 45^\circ$, ce qui est réaliste. Les auteurs ne précisent aucune des 2 valeurs.

(1) un filtre de Kalman permet de filtrer la distorsion de la platine au-delà des 1500 Hz de la bande passante. Ainsi la fréquence de 60 000 tr/min est utilisée lors des essais en rainurage dans de l'aluminium sur une machine Kern HSPC 22-55. La valeur de H_{min} identifiée est de $2.5 \mu\text{m}$ pour $R_\beta = 2 \mu\text{m}$ mesuré sur l'outil.



Tour de fraise		n°1	n°2	n°3	n°4	moyenne	écart
Amplitude en N	après dent forte	26,0	25,8	25,3	26,7	25,95 ±7%	3,6
	après dent faible	22,4	22,1	22,1	22,8	22,35 ±8%	soit 15%
Retard période1 / période2							1,2%


b) estimation des amplitudes et des retards sur le profil d'effort mesuré en mm

Fig. 4-10 Profil d'effort simulé et expérimental : a) évolution sur 4 tours de fraises, b) amplitudes crête creux mesurée sur chaque tour

(Aluminium Al6061-T6 à 95 HB, D0.5Z2 en carbure de tungstène non revêtu, $R_\beta = 2 \mu\text{m}$, $\lambda_s = 30^\circ$, $\gamma = 10^\circ$, $N = 60\,000 \text{ tr/min}$, $F_z = 9 \mu\text{m/dt/tr}$, $A_p = 100 \mu\text{m}$, $A_e = D$),

Synthèse de l'effet du mal rond sur un outil à deux dents

A l'échelle de la coupe micro, l'hypothèse d'un travail identique entre toutes les dents est fausse. Le mal rond modifie significativement :

- les dimensions usinées (largeur de la rainure) : toujours plus grandes que le diamètre de l'outil,
- l'état de surface : la trace des dents est irrégulière,
- l'épaisseur coupée H_c :
 - son profil d'évolution est non symétrique pour une dent (dépend de φ et MR),
 - sa valeur est variable entre toutes les dents, l'outil sur un tour travaille alors suivant les deux modes de coupe cisaillement et ploughing,
- le profil d'effort de coupe : 
 - pour de chaque dent : amplitude maximale, la durée d'engagement de la dent (*),
 - périodicité entre les profils d'efforts : écart angulaire entre chaque dent, créant un 2nd mode sur l'analyse FFT des efforts de coupe,
- les angles de l'outils (coupe et dépouille) : le mode de coupe ploughing et le frottement sur la face de dépouille de l'outil sont alors favorisés.

4.3. Essais de coupe

4.3.1. Protocole d'essais en (micro) fraisage

La démarche du COM permet de définir les domaines technologiques des paramètres de coupe V_c (COM en VC) et F_z (COM en H) pour la fraise D3Z2 puis D0.5Z2, et ce, pour deux niveaux de A_p (fort et faible). Les essais d'usure du §5 utiliseront les paramètres optimisés.

Ces campagnes d'essais ont également pour objectif de définir et valider le protocole expérimental et de capitaliser de l'expérience pour l'usinage du 316L avec les outils de l'étude.

L'opération est un fraisage épaulé à $A_e = D/2$ non débouchant (de longueur usinée de 15 mm pour la fraise D3Z2) dans une baignoire d'huile entière. Le talon restant (Fig. 4-11-a3) permet de mesurer la profondeur de passe réelle (différence d'altitude talon / surface usinée) avec un comparateur et les déplacements machines après essai (Fig. 4-11-c). L'éprouvette permet de réaliser jusqu'à 15 passes à une même altitude (Fig. 4-11-b). Un reconditionnement de l'éprouvette (surfaçage, rainurage) permet plusieurs altitudes de travail. Pour les éprouvettes micro, il n'y a pas de reconditionnement, après les essais. Le matériel est conservé pour analyses (Fig. 4-12).

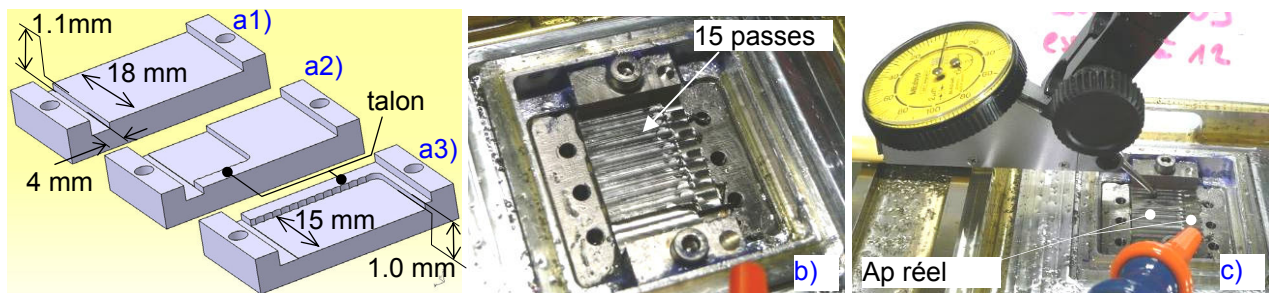


Fig. 4-11 Epreuve macro pour essai COM fraise D3Z2

épreuve: **a1)** préparée, **a2)** en cours d'essai mode opposition, **a3)** en fin d'essai mode avalant, **b)** éprouvette réelle en fin d'essai mode opposition, **c)** mesure de A_p réel par déplacement machine

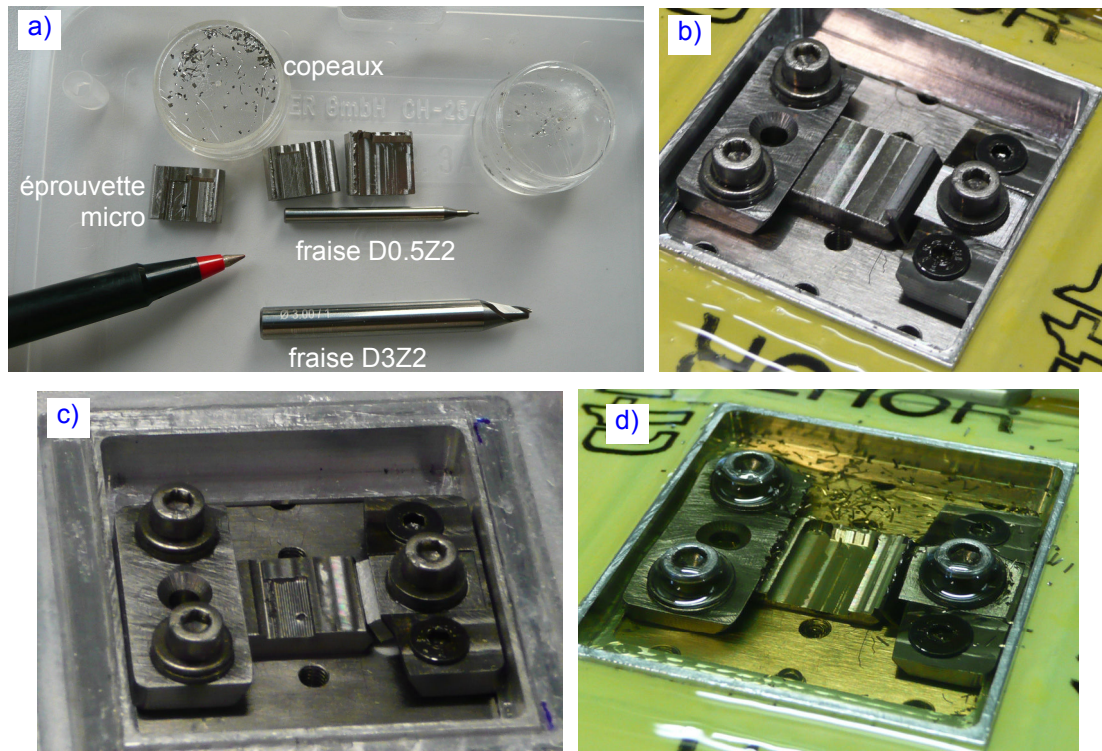


Fig. 4-12 Matériels disponibles pour analyses après essais de coupe sur éprouvette micro
a) copeaux, outils, éprouvettes, éprouvette micro b) brute, usinée avec c) D0.5Z2 et d) D3Z2

4.3.2. Fraise D3Z2

4.3.2.1. Plan d'essais

Les variations retenues des paramètres pour la fraise D3Z2 sont :

- le mode d'usinage (avalant ou opposition),
- V_c (plage de 10 à 250 m/min) : domaine technologique et détermination de $V_{c_{min}}$, avec deux niveaux d'engagement axial A_p (fort 1 mm ou faible 0.1 mm),
- H_{max} (plage 1 à 300 μm) : domaine technologique et détermination de H_{min} , avec deux niveaux d'engagement axial A_p (fort 1 mm ou faible 0.1 mm),
- A_p (plage 0 à 1mm).

Les essais dans la nuance HM sont complétés avec d'autres dans les nuances ICH et ESR.

Les outils sont pris à l'état neuf et sont choisis pour avoir un R_β homogène (12 μm) et les deux becs outil intègres. Plusieurs outils D3Z2 sont utilisés (n° #3, #4, #5, #7) pour $R_{Ap/D}$ fort (1/3) et (n° #12, #13) pour $R_{Ap/D}$ faible (1/30). Le mal rond initial est réduit à une valeur minimum ($Mr < 10 \mu m$, cf. § 4.2) et orienté pour avoir un déphasage de φ proche de 90° .

Le Tab. 4-2 récapitule la campagne d'essais significatifs.

N°	Nom fichier	Descriptif	Mode d'usinage	OUTIL	N° OUTIL	D3Z2	D0.5Z2	HM	ICH	ESR	N° EPROUVETTE 316L gravure bas gauche	Vc m /min	Ae mm	Ap µm	Hc µm /dt	
1	2008-05-19-COM-FRAISED3-MACRO	COM en H	avalant	D3Z2	#4						HM #2.01	120	D / 2	1.5	853 µm	8 à 150 µm
2	2008-05-26-COM-FRAISED3BIS-MACRO	COM en H	avalant	D3Z2	#7						HM #2.02	120	D / 2	1.5	780 µm	4 à 150 µm
3	2009-05-05-11-13-ESR-ICH-HM-copeau-Macro	COM en H	avalant	D3Z2	#20						HM#3.01	25 / 250	D / 6	0.5	1000 µm	1, 15, 50, 100 µm
4	2008-03-21-com-fraise-D3Z2-n°1	COM en H	avalant	D3Z2	#1						HM 1.20.02	56	D / 6	0.25	1 500 µm	Hc _{max} = 0.6 à 11.1 µm Fz = 1 à 20 µm /dt
5	2008-05-19-COM-FRAISED3-MACRO	COM en Vc	avalant	D3Z2	#3						HM #2.01	10 à 250	D / 2	1.5	934 µm	50 µm
6	2008-05-26-COM-FRAISED3BIS-MACRO	COM en Vc	avalant	D3Z2	#5						HM #2.02	10 à 250	D / 2	1.5	780 µm	50 µm
7	2008-05-27-COM-FRAISED3TER-MACRO-OF	COM en Vc	opposition	D3Z2	#9						HM #2.03	20 à 250	D / 2	1.5	970 µm	50 µm
8	2008-05-27-COM-FRAISED3TER-MACRO-OF	COM en Vc	opposition	D3Z2	#8						HM #2.03	10 à 180	D / 2	1.5	900 µm	50 µm
9	2008-12-12-demiMicro-UBV	COM en H	avalant	D3Z2	#12						HM #2.07	25 / 120	D / 2	1.5	100 µm	2.5 à 120 µm
10	COM 2008-12-11-DEMIIMICRO-com-en-VC.xls	COM en H	avalant opposition	D3Z2	#12						HM #2.06 HM #2.07	120	D / 2	1.5	100 µm	10 µm à 300 µm
11	2008-12-09-demiMicro-baleine	COM en H	avalant	D3Z2	#12						HM #2.06	120	D / 2	1.5	100 µm	4 à 150 µm
12	2008-06-02&30-COM-FRAISED3-1-2 MICRO-	COM en H	avalant	D3Z2	#10						HM #2.02 HM #2.06	120	D / 2	1.5	85 à 131 µm	4 à 150 µm
13	COM 2008-12-11-DEMIIMICRO-com-en-VC.xls	COM en Vc	avalant opposition	D3Z2	#12 usée #13 neuve						HM #2.06 HM #2.07	5 à 250	D / 2	1.5	100 µm	50 µm
14	2009-03-23-Ap-Macro-demiMicro 2009-03-24-Ap-Macro-demiMicro	COM en Ap	avalant	D3Z2	#4 #7						HM	120	D / 2	1.5	≈ 1000 µm	0 à 150 µm
15	2009-03-23-Ap-Macro-demiMicro 2009-03-24-Ap-Macro-demiMicro	COM en Ap	avalant	D3Z2	#15						HM #2.09	120	D / 2	1.5	1000 µm à 0 µm	30 µm
16	2009-05-05-11-13-ESR-ICH-HM-copeau-Macro	COM en H	avalant	D3Z2	ICH : #18 et #17 ESR : #16						Ep. ICH#06 Ep. ESR#02	25 / 250	D / 6	0.5	1000 µm	1, 15, 50, 100 µm

Tab. 4-2 Campagne d'essais avec la fraise D3Z2

4.3.2.2. COM en Vc

Afin de minimiser l'influence de l'endommagement de l'outil, à forte ou faible vitesse de coupe, le point de fonctionnement (V_c) pour chaque passe de chaque essai, est choisi de façon alternée de part et d'autre de la valeur de départ (100 m /min). L'ordre de l'essai est mémorisé et permet d'observer l'influence de l'utilisation de l'outil, souvent à l'état neuf en début d'essai. La Fig. 4-13 présente la détermination des V_c caractéristiques aussi bien pour un A_p faible que pour un A_p fort sur des essais choisis. La Fig. 4-14 présente l'ensemble des résultats sur un même graphique.

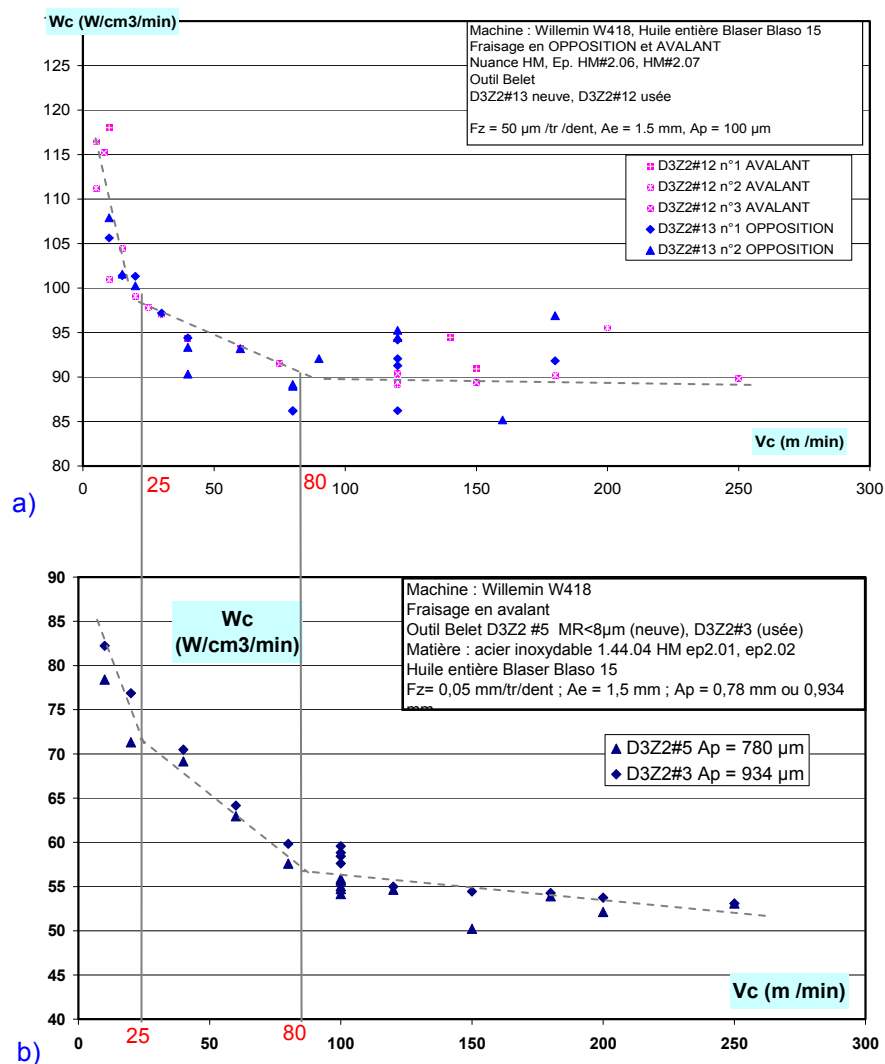


Fig. 4-13 COM en V_c pour la fraise D3Z2 : a) A_p faible ($D / 30 = 100 \mu$ m), b) A_p fort ($D / 3 \approx 1$ mm)
(D3Z2, nuance HM, Fz = 50 μ m /dt /tr, Ae = 1.5 mm)

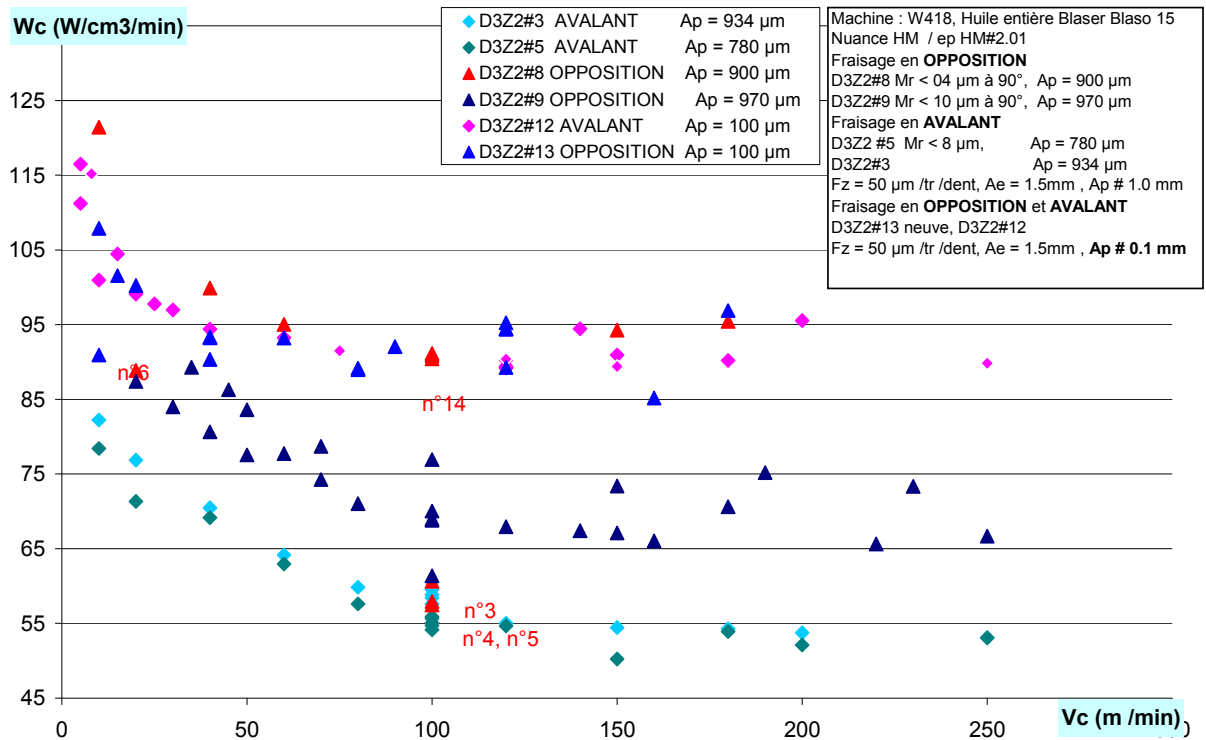


Fig. 4-14 COM en Vc pour la fraise D3Z2 : ensemble des résultats

(D3Z2, nuance HM, Fz = 50 µm /dt /tr, Ae = 1.5 mm, Ap = 100 ou 780 ou 934 µm)

Les analyses sont :

- pour tous les essais, l'évolution de Wc est similaire avec un point d'inflexion peu marqué,
- la dispersion des résultats expérimentaux est importante (12%) pour Vc > 80 m/min et réduite pour Vc < 80 m/min (5%),
- le taux de variation de Wc / Wc_{\min} en fonction de Vc atteint au mieux 50 %, cela est conforme aux attendus de la démarche COM,
- pour les essais en mode opposition :
 - les résultats sont systématiquement supérieurs (+36% à + 64%),
 - une forte évolution est visible en début de mise en service de l'outil neuf (#8 triangle rouge) lors des premières passes (repère n°3, 4, 5, 6). L'analyse des profils d'efforts et l'observation de l'outil montre un fort endommagement d'une des 2 dents de la fraise D3Z2#8. Cette évolution n'est pas répétable lors du 2^{ième} outil (#9 triangle bleu), mais une dispersion d'environ 10% reflète la dérive lié au n° de la passe, donc de l'usure présumée de l'outil en mode opposition,
- pour les essais en mode avalant, les 2 essais sont répétables avec une faible dispersion,
- la sensibilité au mode d'usinage disparaît lorsque Ap = 0.1 mm,

- l'usinage avec un outil supposé usé (#8) à A_p fort, consomme autant d'énergie que pour un outil neuf à A_p faible,
- l'essai avec l'outil #8 montre la dispersion potentielle qu'il peut y avoir à utiliser avec un lot d'outil de même référence. Ces variabilités peuvent être attribuées à l'outil ou aux conditions de sa mise en œuvre.

La valeur de $V_{c_{min}}$ est caractérisée à :

- $V_{c_{min}} = 80$ m/min. pour $A_p = 1$ mm
- $V_{c_{min}} = 25$ m/min. pour $A_p = 0.1$ mm

Il est étonnant d'avoir 2 valeurs de $V_{c_{min}}$. Pour A_p faible ($D/30$), le niveau de W_c est très élevé même pour $V_c > V_{c_{min}}$. C'est le même que pour l'outil usé à A_p fort. Le décrochement énergétique pour $V_c = 25$ m/min serait à attribuer à d'autres phénomènes : liés à la coupe en bout, soit lorsque A_p est faible, soit lorsque l'outil est endommagé. Une analyse plus détaillée des résultats montre qu'il existe également pour A_p fort, ce 2nd point d'inflexion pour $V_c = 25$ m/min. Cela pourrait être l'effet UB_V, traduisant un mode de coupe de type ploughing.

Les fluctuations des valeurs de W_c pour $V_c > V_{c_{min}}$ peuvent traduire des conditions d'usinages moins stables, en particulier avec des recyclages de copeau sous ou sur la dent latérale de l'outil (voir § 4.4.4), des effets vibratoires liés à une fréquence de passage de dent plus élevée. A basse vitesse de coupe, les mesures sont fidèles et ne présentent pas ces fluctuations.

La littérature précise que l'arête rapportée augmente jusqu'à un maximum puis diminue pour V_c décroissant. Dans la littérature associée à la démarche COM, et pour les essais réalisés, W_c ne fait que croître continûment lorsque V_c diminue. L'effet de l'arête rapportée ne doit être qu'une explication à cette évolution et à la détermination de $V_{c_{min}}$.

L'usinage avec la fraise D3Z2 à $V_{c_{UBV}} = 25$ m/min en avalant avec un A_p fort (1 mm) sera choisi prioritairement dans la suite des essais (COM en H et essai d'usure).

4.3.2.3. COM en H

Suivant le même protocole d'essai, la valeur de F_z est choisie de façon alternée de part et d'autre de la valeur de départ ($50 \mu\text{m} / \text{dt} / \text{tr}$) et l'ordre de l'essai est mémorisé et permet d'observer l'influence de l'utilisation de l'outil, tous à l'état neuf en début d'essai. La Fig. 4-15 présente la détermination des H_{max} caractéristiques aussi bien pour un A_p faible que pour un A_p fort. La Fig. 4-16 présente sur un même graphique l'ensemble des résultats pour les 3 nuances.

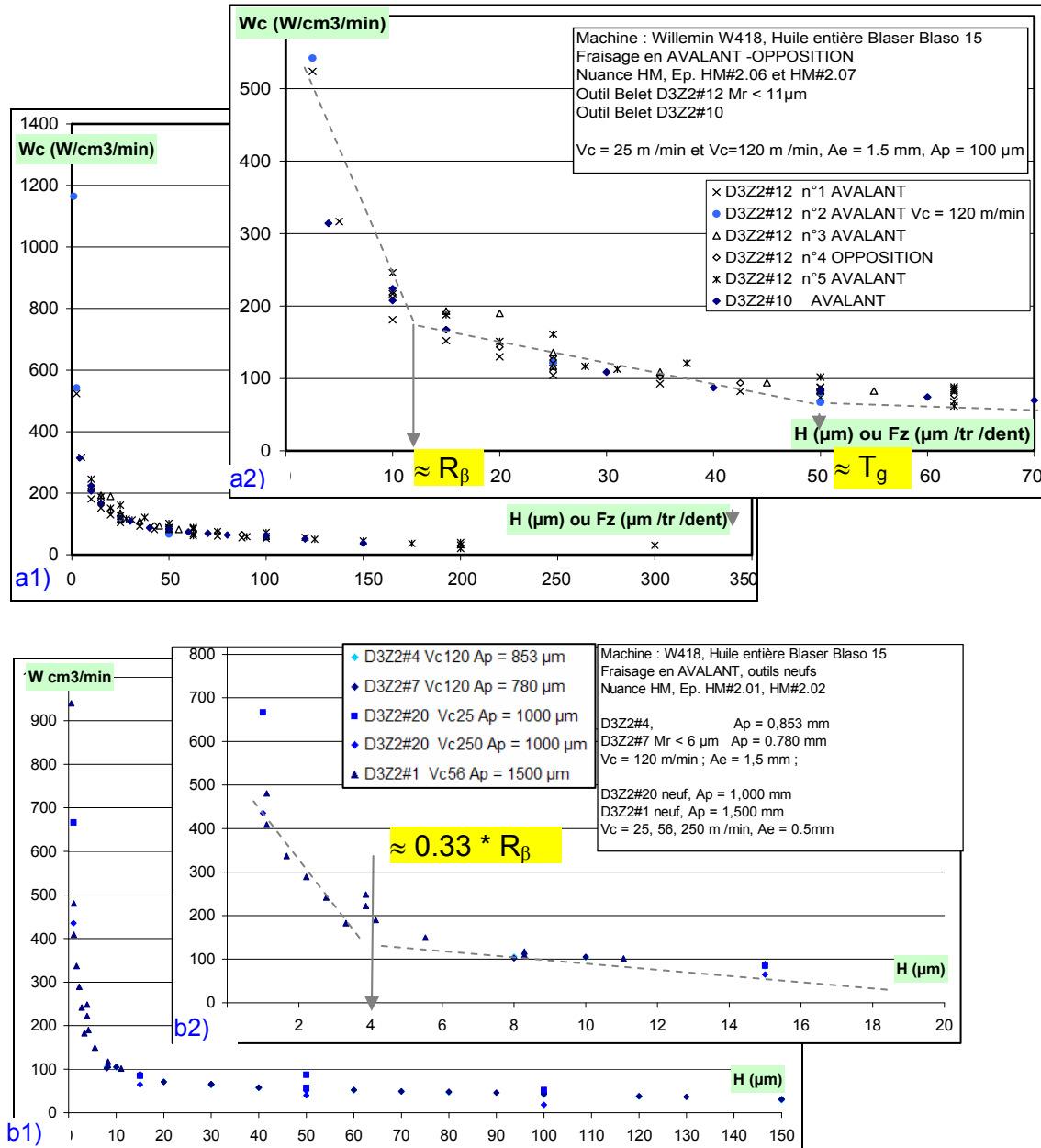


Fig. 4-15 COM en H pour la fraise D3Z2 : a) A_p faible ($D / 30 = 100 \mu\text{m}$) [a1) complet, a2) partiel pour $H_c < 70 \mu\text{m}$] et b) A_p fort ($D / 3 \approx 1 \text{ mm}$) [b1) complet, b2) partiel pour $H_c < 20 \mu\text{m}$] (D3Z2, nuance HM, Vc = 25, 56, 120 et 250 m /min, Ae = 0.5 ou 1.5 mm)

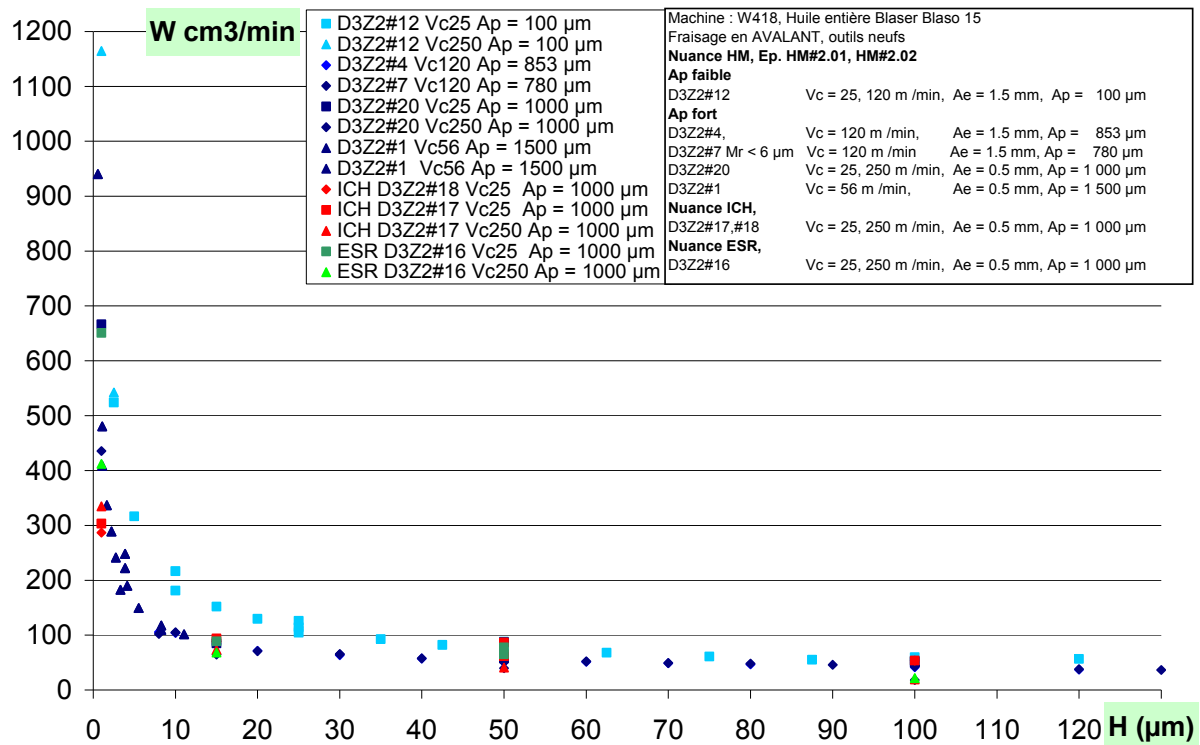


Fig. 4-16 COM en H pour la fraise D3Z2 : ensemble des résultats

(D0.5Z2, nuance HM, ICH, ESR, Vc = 25, 56, 120, 250 m /min, Ae = 0.5, 1.5 mm, Ap = 0.1, 1, 1.5 mm)

Les analyses sont :

- pour tous les essais, l'évolution de Wc est similaire,
- le point d'inflexion est moins marqué pour Ap faible que pour Ap fort,
- l'évolution de Wc est importante, cela est conforme aux attendus de la démarche COM :
 - pour $H_{\max} > 150 \mu\text{m}$, $Wc < 40 \text{ W/cm}^3/\text{min}$,
 - pour $H_{\max} \approx T_g \approx 50 \mu\text{m}$, Wc double ($\approx 80 \text{ W/cm}^3/\text{min}$),
 - pour $H_{\max} \approx R_p \approx 12 \mu\text{m}$, Wc quintuple ($\approx 200 \text{ W/cm}^3/\text{min}$),
 - pour $H_{\max} < 2.5 \mu\text{m}$, Wc est 14 fois plus important ($\approx 600 \text{ W/cm}^3/\text{min}$),
- les résultats ne montrent pas de forte sensibilité au choix (UBV ou UVN) de Vc,
- les résultats ne montrent pas de forte sensibilité au choix du mode avalant ou opposition,
- l'usure de l'outil (numéro d'essai croissant pour le même outil D3Z2#12 Ap faible) ne modifie pas l'évolution de Wc mais augmente l'énergie nécessaire pour un point de fonctionnement identique (+33 %),
- pour Ap fort, les points se rapprochent de l'ordonnée à l'origine sans être sensibles à :
 - l'effet de Ae (0.5 ou 1.5 mm),

- l'état de l'outil (neuf ou utilisé),
- la valeur de $H_{\min} \approx R_{\beta} / 3 \approx 4 \mu\text{m}$,
- pour A_p faible :
 - $H_{\min} \approx R_{\beta}$ mais est difficilement identifiable, la variation de W_c étant progressive, peut être est-ce lié à l'influence ou de l'effet de la coupe,
 - un premier point d'inflexion est identifié à une valeur proche de celle de la taille de grain moyenne T_g caractérisée pour la nuance HM.

La valeur de H_{\min} peut être estimée à $H_{\min} \approx 12 \mu\text{m}$, et le choix de $H_{\max} = 50 \mu\text{m}$ minimise l'effet de l'épaisseur coupée sur le niveau d'énergie consommée par la coupe.

4.3.2.4. Conclusions

En utilisant le ratio $R_{A_p/D}$ qualifié de « faible » (1/30) pour $A_p = 100 \mu\text{m}$ ou de « fort » (1/3) pour $A_p = 780, 853$ ou $954 \mu\text{m}$, les observations générales sont :

- $W_{c_{\min}}(R_{A_p/D} \text{ faible}) \approx 55 \text{ W/cm}^3/\text{min}$, ou $W_{c_{\min}}(R_{A_p/D} \text{ fort}) \approx 90 \text{ W/cm}^3/\text{min}$,
- $W_c(R_{A_p/D} \text{ faible}) > W_c(R_{A_p/D} \text{ fort})$,
- $W_{c_{\max}}(V_c) \approx 125 \text{ W/cm}^3/\text{min}$,
- $W_{c_{\max}}(H) > 1\,000 \text{ W/cm}^3/\text{min}$ avec une augmentation de W_c exponentielle lorsque H tend vers zéro, explicable par l'effet d'échelle du matériau coupé et de la variation de l'angle de coupe effectif de plus en plus négatif,
- pour $R_{A_p/D}$ fort :
 - W_c est insensible à une variation de A_p ($W_{c_{A_p=780 \mu\text{m}}} \approx W_{c_{A_p=1500 \mu\text{m}}}$),
 - résultats sont peu dispersifs ($< 5\%$),
 - évolution moyenne est progressive ($+33\%$),
 - le mode avalant est préférable au mode opposition,
- pour $R_{A_p/D}$ faible :
 - le gradient de variation de $W_c(R_{A_p/D} \text{ faible}) >$ le gradient de variation de $W_c(R_{A_p/D} \text{ fort})$,
 - résultats assez dispersifs ($\approx 20\%$),
 - évolution importante et rapide ($+50\%$),
 - le mode avalant/opposition n'est pas discriminatif,
- COM en H , les 3 points d'inflexions peuvent être liés à :

- pour $H = 50 \mu\text{m}$, c'est proche de T_g , la taille moyenne de grain des 3 nuances (HM, ICH, ESR), il faudrait cibler des essais autour de ces valeurs pour identifier si sensibilité il y a,
- pour $H = 12 \mu\text{m}$, c'est proche du rayon d'acuité d'arête R_β ,
- pour $H = 4 \mu\text{m}$, c'est proche de $R_\beta / 3$ qui correspond aux données extraites de la littérature qui identifie un ratio R_{Hmin} / R_β entre 0.3 et 0.4,
- COM en V_c , les 2 points d'inflexion peuvent être liés à :
 - pour $V_{cmin} = 80 \text{ m/min}$, le début de la formation de l'arête rapportée,
 - pour $V_{cmin} = 25 \text{ m/min}$, un effet les essais ont été menés à $H_{max} = 50 \mu\text{m} > H_{min}$,
 - absence de sensibilité au mode d'usinage (opposition ou avalant).

La stabilité des mesures est à comparer au ratio signal / bruit lors de l'acquisition des efforts de coupe. Un $R_{Ap/D}$ fort ne modifie pas les données caractéristiques et favorise la coupe latérale et l'effet de l'acuité d'arête caractérisée.

Les essais du COM en V_c ont été menés à $H_{max} > H_{min}$, il n'y a donc pas eu d'influence de l'effet d'échelle du matériau sur les résultats.

Les essais du COM en H ont été menés à $V_c = V_{cUBV} < V_{cmin}$ et $V_c > V_{cmin}$, sans montrer d'influence significative sur les résultats. Peut être que, comme l'effet de V_c sur la variation de W_c est peu contributif comparativement à celui de l'effet d'échelle. Cependant, le micro-fraisage impose un usinage à V_{cUBV} . Peut être que V_{cUBV} à d'autre effet que la variation de W_c , et c'est ce qui sera analysé au § 5.

Le Tab. 4-3 synthétise l'ensemble des analyses qui en sont faites.

	$R_{Ap/D}$ faible = $D / 30$ $A_p = 100 \mu\text{m}$	$R_{Ap/D}$ fort = $D / 3$ $A_p = 780 \mu\text{m}, 954 \mu\text{m}, 854 \mu\text{m}$
Valeur de W_c en $W / \text{cm}^3 / \text{min}$ pour $V_c > V_{c_{\min}}$	90	55
Sensibilité à V_c % Variation de W_c entre 5 et 150 m/min	33%	Oui 50%
$V_{c_{\min}}$	80 m /min	
$V_{c_{UBV}}$	25 m /min	
Sensibilité au mode d'usinage avalant/ opposition	Non	Avantage au mode AVALANT
Sensibilité à l'usure	point à $V_c = 120 \text{ m/min}$	Oui (> 100%) point à $V_c = 100 \text{ m/min}$

a) pour V_c

Valeur de W_c en $W / \text{cm}^3 / \text{min}$ pour $H_c > H_{\min}$	100	
Sensibilité à H % Variation de W_c entre 1 et 120 μm	Oui 1 100 %	
H_{\min}	12 μm	4 μm
Sensibilité au mode d'usinage avalant/ opposition	Non	Pas testé
Sensibilité à l'usure	point à $H_{\max} = 25 \mu\text{m}$	Oui (> 20 %) point à $H_{\max} = 50 \mu\text{m}$

b) pour H **Tab. 4-3 Synthèse de l'influence de V_c et F_z sur l'évolution de W_c en fonction de A_p** a) en fonction de V_c , b) en fonction de F_z (D3Z2, nuance HM, $A_e = 1.5 \text{ mm}$)

4.3.3. Fraise D0.5Z2

Ce paragraphe présente les essais réalisés avec la fraise D0.5Z2 suivant les mêmes principes que le paragraphe précédent pour les essais conduits avec la fraise D3Z2.

4.3.3.1. Plan d'essais

L'objectif de la campagne d'essais est d'étudier la sensibilité de la coupe de l'acier 316L dans la nuance de référence (HM) avec la fraise D0.5Z2 pour les paramètres suivant :

- V_c (plage de 10 à 250 m/min) : domaine technologique et détermination de $V_{c_{min}}$,
- effet du mode d'usinage (avalant ou opposition),
- H_{max} (plage 1 à 300 μm) : domaine technologique et détermination de H_{min} ,
- effet de l'engagement axial A_p (fort 500 μm ou faible 50 μm) pour déterminer $A_{p_{min}}$.

Pour les nuances ICH et ESR, des essais comparatifs (COM en H et en A_p) sont réalisés en alternant les modes d'usinage avalant et opposition (outils #37 et #38), dont une partie sera analysée en détail au § 5.

Les outils sont pris à l'état neuf, sélectionnés pour avoir un R_β homogène (2.5 μm) avec les deux becs outil intègres.

Le Tab. 4-4 récapitule la campagne d'essais significatifs parmi de nombreux réalisés.

N°	Nom fichier	Descriptif	Mode d'usinage	OUTIL	N° OUTIL et mal rond	D3Z2	D0.5Z2	HM	ICH	ESR	N° EPROUVETTE 316L gravure bas gauche	Vc m /min	Ae mm	Ap µm	Hc (= Fz) µm /dt
1	2008-03-17 COM D0.5Z2	COM en H	avalant	D0.5Z2	#7 MR < 2µm						HM 1 09.02	56	D/2	500 µm	2 à 15 µm
2	21..2008-03-14-com-fraise-d0.5-n°5	COM en H	avalant	D0.5Z2	#5						HM 1 09.01	56	D/2	500 µm	2 à 15 µm
3	22..2008-03-03-com-d0.5-fraise-n°2	COM en H	avalant	D0.5Z2	#2						HM 1 09.01	56	D/2	500 µm	2 à 15 µm
4	2008-03-17 COM D0.5Z2	COM en VC	avalant	D0.5Z2	#7 MR < 2µm						HM 1 09.02	5 à 56	D/2	500 µm	7 µm
5	23..2008-03-19-com-fraise-d0.5-n°8	COM en Vc (160 ktr /min)	avalant	D0.5Z2	#8						HM 1 09.02 HM 1 09.03	56 à 240	D/2	500 µm	7 µm
6	2009-02-20-D0.5-comH-UBV.xls	COM en H	avalant	D0.5Z2	#20						HM #2.07	25	D/2	30 µm	10 µm
7	2009-02-13-D0.5-comH-opp-UBV	COM en H	avalant	D0.5Z2	#23 MR < 2 µm //						HM #2.07	25	D/2	30 µm	10 µm
8	2009-03-26-D0.5-comH-Ap0.05-Micro.xls	COM en H	avalant	D0.5Z2	#43 MR < 2 µm série [1-4] #45 MR < 5 µm série [5-6]						HM #2.04	25	D/2	50 µm	1 µm à 30 µm
9	2009-03-25-D0.5-Ap0.05-Micro (version 1).xls	COM en Ap	opposition	D0.5Z2	#42 MR < 2µm						HM #2.09	25	D/2	2 µm à 57 µm	10 µm
10	2009-03-25-D0.5-Ap0.05-Micro (version 1).xls	COM en Ap	avalant	D0.5Z2	#41MR < 2µm						HM #2.09	25	D/2	2 µm à 57 µm	10 µm
11	2009-04-06-ICH-D0.5-comH-Ap0.05-Micro.xls	COM en H	avalant / opposition / avalant ET opposition	D0.5Z2	#38 MR < 1 µm						ICH #01	25	D/2	50 µm	1 µm à 30 µm
12	2009-04-06-ESR-D0.5-comH-Ap0.05-Micro.xls	COM en H	avalant / opposition / avalant ET opposition	D0.5Z2	#37 MR < 1 µm						ESR #01	25	D/2	50 µm	1 µm à 30 µm
13	2009-04-06-ICH-D0.5-comH-Ap0.05-Micro.xls	COM en Ap	avalant	D0.5Z2	#38 MR < 1 µm						ICH #01	25	D/2	2 µm à 57 µm	10 µm
14	2009-04-06-ESR-D0.5-comH-Ap0.05-Micro.xls	COM en Ap	avalant	D0.5Z2	#37 MR < 1 µm						ESR #01	25	D/2	0 µm à 50 µm	10 µm

Tab. 4-4 Campagnes d'essais avec la fraise D0.5Z2 pour déterminer les domaines technologiques suivant la démarche COM

4.3.3.2. COM en Vc

La vitesse de coupe pour la fraise D0.5 est un paramètre directement lié à la fréquence maximale de la broche, elle est calculée à 56 m /min pour la broche Hauser 36 000 tr /min. La seconde broche Précise (30 000 – 160 000 tr /min) permet d'usiner avec Vc variant de 56 à 240 m /min.

Les essais (n°4 et n°5 du Tab. 4-4) sont conduits à $F_z = 7 \mu\text{m} / \text{dt} / \text{tr}$, ce qui correspond à l'avance à la dent habituellement utilisée. Ce qui donne $R_{H_{\min}/R\beta} = 3$, donc probablement $H_{\max} > H_{\min}$.

La Fig. 4-17 présente l'ensemble des résultats sur un même graphique.

Les analyses sont :

- Sur la Fig. 4-17-a1, $V_{c_{\min}}$ est caractérisée à 25 m/min. Le point de rebroussement situé vers $V_c \approx 40$ m/min, peut correspondre à l'effet maximum de l'arête rapportée,
- Sur la Fig. 4-17-a2, la réponse en fréquence de la platine dynamométrique provoque une distorsion du profil des efforts de coupe mesurés identifiables sur la Fig. 4-17-b. L'exploitation des résultats pour $V_c > 160$ m /min via la mesure des efforts de coupe est actuellement limitée par la bande passante de la chaîne d'acquisition en effort.

La valeur de $V_{c_{\min}}$ correspond au deuxième point d'inflexion, caractérisée avec la fraise D3Z2, nommé $V_{c_{UBV}}$. Cette valeur de 25 m/min semble importante pour le couple outil /matière avec des fraises comparables quant à leurs caractéristiques générales.

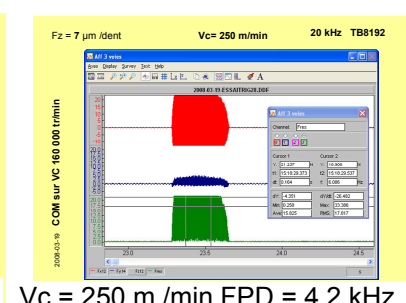
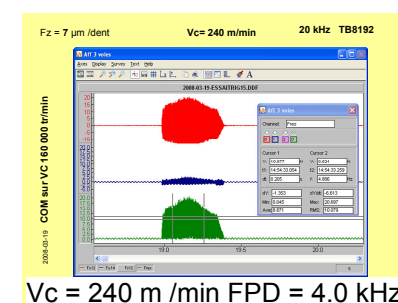
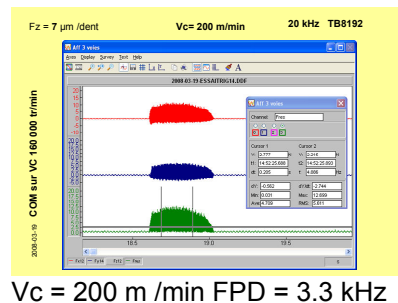
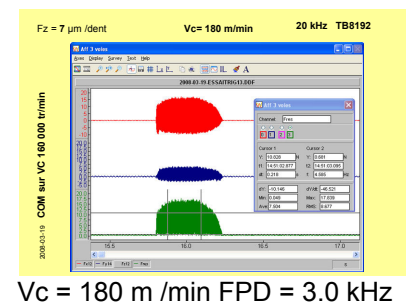
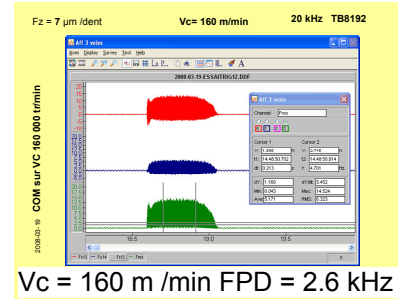
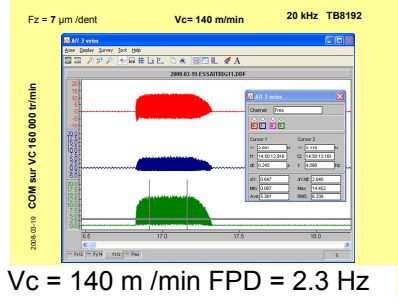
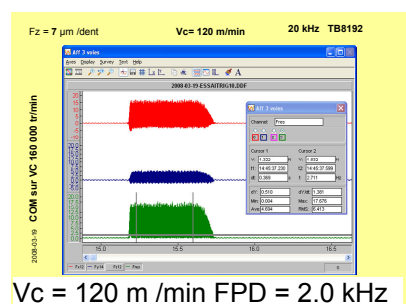
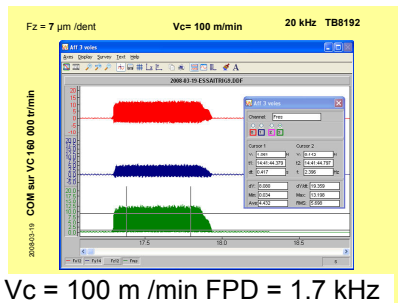
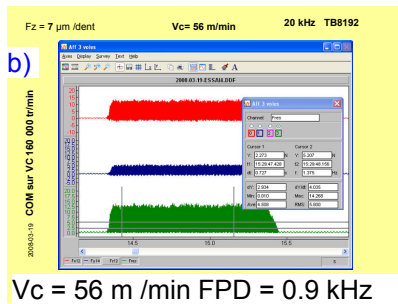
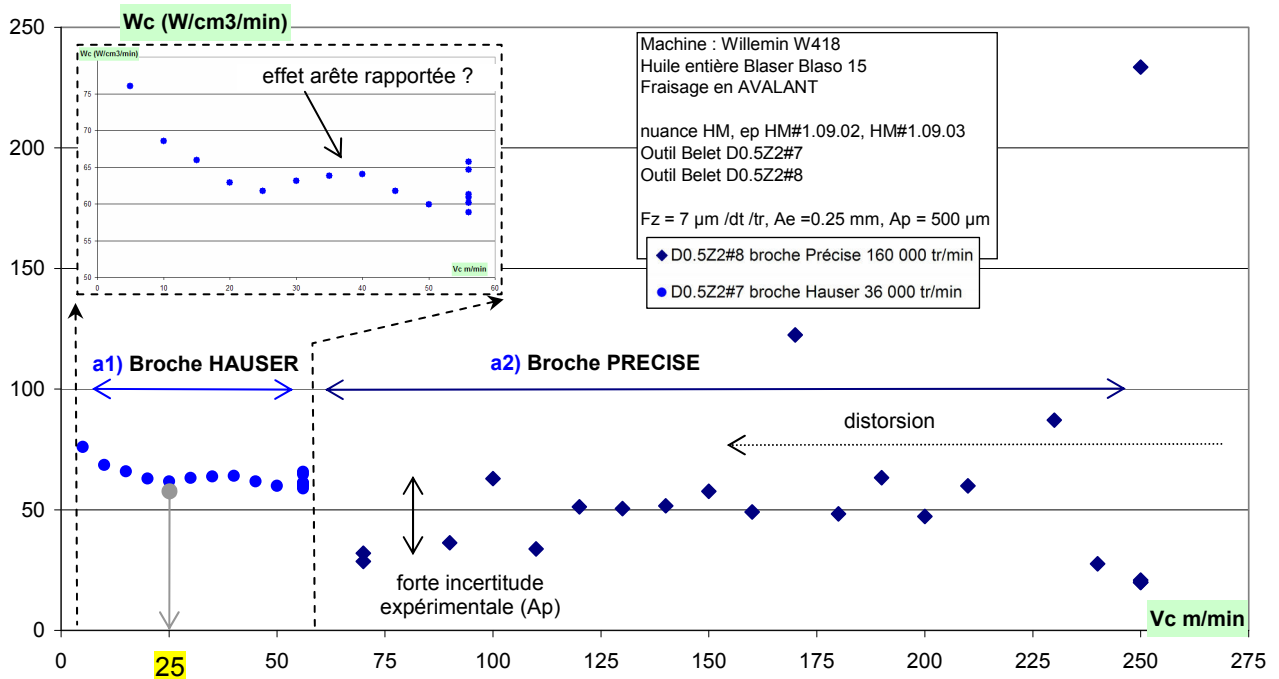


Fig. 4-17 Synthèse des essais COM en V_c avec la fraise D0.5Z2 avec :

- a) la broche Hauser 0 à 36 000 tr /min, b) la broche Précise 30 000 à 160 000 tr /min
et c) profil des efforts de coupe mesurés pour une FPD variant de 933 Hz à 4 000 Hz
(D0.5Z2, nuance HM, $F_z = 7 \mu\text{m} / \text{dt} / \text{tr}$, $A_e = 0.25 \text{ mm}$, $A_p = 500 \mu\text{m}$)

4.3.3.3. COM en H

A partir d'un point central de $H_{\max} = 7 \mu\text{m}$, le domaine 2 – 15 μm est exploré en alternant les fortes et faibles vitesses d'avance. Afin de contrôler d'éventuelles dérives, particulièrement liées à l'usure de l'outil, chaque essai est « fermé » en itérant une passe déjà réalisée. Le mal rond initial est réglé à moins de 2 μm . La vitesse de coupe maximale pour la fraise D0.5 est un paramètre directement lié à la fréquence maximale de la broche. Afin de minimiser l'effet du choix de V_c , la valeur retenue est soit celle maximale (56 m /min pour la broche Hauser 36 000 tr /min), soit $V_{c\min} = 25 \text{ m/min}$.

Pour A_p fort et A_p faible, les résultats partiels pour $H_{\max} < 30 \mu\text{m}$ sont présentés sur la Fig. 4-18.

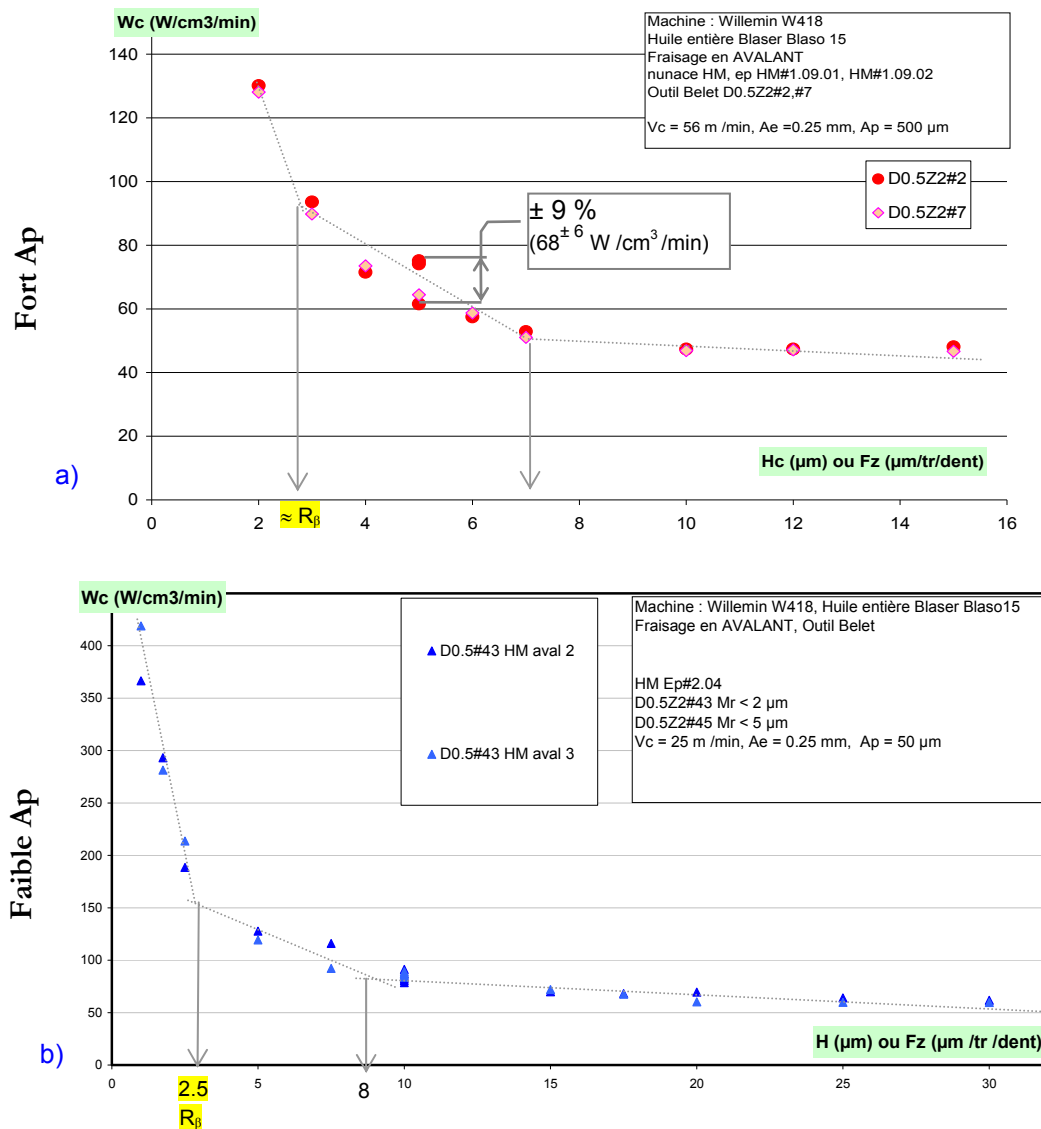


Fig. 4-18 Essai COM en H (avec point de fermeture et dérive caractérisée)

a) A_p fort (D0.5Z2#7et #2, nuance HM, $V_c = 56 \text{ m/min}$, $A_e = 0.25 \text{ mm}$, $A_p = 0.5 \text{ mm}$)

b) A_p faible (D0.5Z2#43et #45, nuance HM, $V_c = 25 \text{ m/min}$, $A_e = 0.25 \text{ mm}$, $A_p = 0.05 \text{ mm}$)

Comme pour la fraise D3Z2, les premières passes avec l'outil neuf montrent une évolution significative de W_c puis il y a stabilisation. Cela peut s'apparenter à un rodage de l'outil qui sera détaillé dans les §5 et §6. Ces premières passes ne sont pas retenues comme représentatif du domaine de fonctionnement technologique de l'outil, et ne sont pas représentés.

Les analyses sont :

- l'évolution de W_c est similaire avec deux points d'inflexion : 7 et 2.5 μm ($\approx R_\beta$),
- la valeur de H_{\min} est caractérisée à $5 \pm 1 \mu\text{m}$,
- les essais se corrélient, avec des éprouvettes et des outils différents,
- l'évolution de W_c est importante et son taux d'évolution est identique quelque soit $R_{Ap/D}$:
 - pour $H_{\max} > 15 \mu\text{m}$, W_c est stable (≈ 46 et $65 \text{ W/cm}^3/\text{min}$)
 - pour $5 < H_{\max} < 15 \mu\text{m}$, W_c double progressivement (≈ 64 et $120 \text{ W/cm}^3/\text{min}$),
 - pour $H_{\max} \approx 2 \mu\text{m}$, W_c triple (≈ 130 et $200 \text{ W/cm}^3/\text{min}$),
 - pour $H_{\max} \approx 1 \mu\text{m}$, W_c évolue exponentiellement, jusqu'à 6 fois plus important ($\approx 420 \text{ W/cm}^3/\text{min}$),
- pour $R_{Ap/D}$ fort, la dérive de W_c en fin d'essai (+ 20 %) est explicable par l'usure de l'outil,
- pour $R_{Ap/D}$ faible, la profondeur de passe réelle est mesurée par microscopie (Alicona).

Le ratio caractéristique $H_{\min} / R_\beta \approx 2$ pour un rayon d'acuité R_β caractérisé à 2.5 μm (resp. 2.6 μm), pour l'outil #7 (resp. #2). Cette valeur est différente de ce qui est généralement reconnu dans la littérature pour identifier le changement du mode de coupe. La valeur de H_{\min} ici caractérisée doit certainement correspondre au début de l'apparition d'une coupe en mode ploughing. L'épaisseur coupée variant de 0 à H_{\max} pour le fraisage, la transition du mode de coupe est progressive.

La valeur minimum de H_{\max} est ici de 2 μm , ce qui ne permet pas d'atteindre un ratio $H_{\min} / R_\beta \approx 0.33$. En dessous de 2 μm , la vitesse d'avance à la dent n'est pas industriellement utilisée avec cet outil D0.5Z2.

En conclusion, la valeur de $H_{\min} = 5 \pm 1 \mu\text{m}$ caractérisée est confirmée. Les essais des COM en V_c et A_p , seront conduits à $F_z = 7$ ou $10 \mu\text{m} / \text{dt} / \text{tr}$, avec une marge vis-à-vis de H_{\min} .

En analysant les autres essais, l'effet de l'endommagement de l'outil est analysé ci-dessous.

Pour l'essai 3, l'ordre des passes est représenté (Fig. 4-19, outil D0.5Z2#5). Les analyses sont :

- après les 4 premières passes, la valeur de W_c double quasiment expliquée à partir des profils d'efforts de coupe (à défaut de disposer des images chronologiques de l'endommagement de l'outil) par l'endommagement de l'outil,
- les valeurs de W_c sont en moyenne deux fois plus élevées que pour les 2 autres campagnes,
- les points d'inflexion sont les mêmes que ceux caractérisés avec les outils #7 et #2.

L'endommagement de l'outil augment significativement la valeur de W_c (18% à 120 %). Le décrochement énergétique semble indépendant de l'état d'usure de l'outil, peut être que cela est le fait d'un outil à 2 dents.

Des variations importantes mais de valeur constante (60%) pour différentes valeurs de H_{max} sont caractérisées pour les essais à A_p faible (Fig. 4-20).

Pour l'essai 6, qui n'est pas stabilisé, les profils d'efforts de coupe (Fig. 4-21) montrent un fort déséquilibre entre la dent n°1 et la dent n°2 (taux de mal rond). Cela est particulièrement pénalisant lorsque la valeur de F_z est du même ordre de grandeur que la valeur du mal rond. La valeur affichée de F_z dans le plan d'essai, ne correspond pas à la valeur réelle de H_{max} de chaque dent. Cela biaise le calcul de W_c , et l'analyse de l'essai. La valeur brute calculée de W_c à partir de $F_{res, moy}$ est à recalculer en fonction du taux de travail de chaque dent.

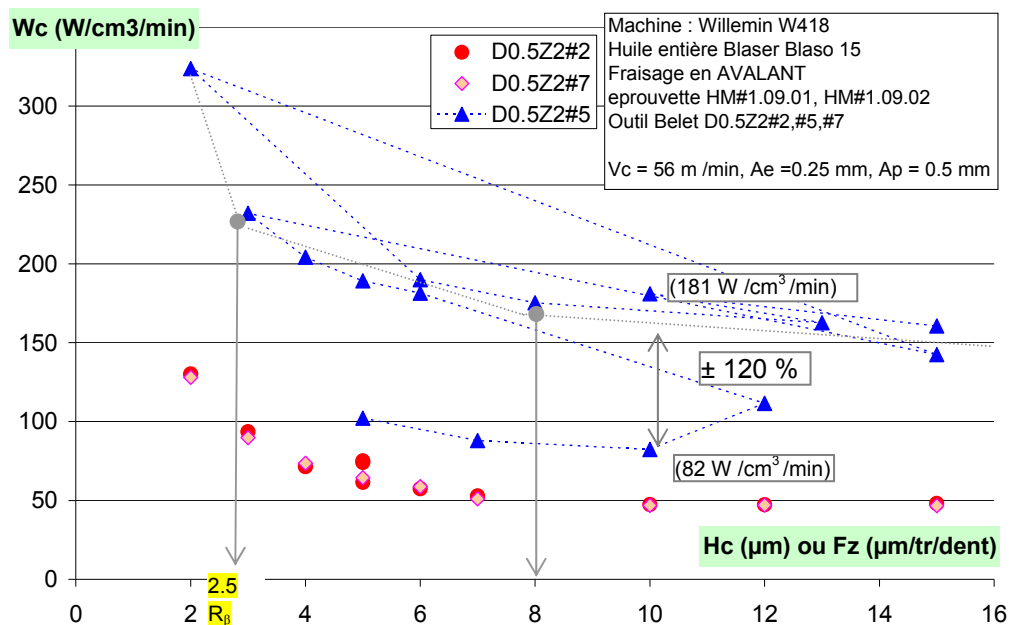


Fig. 4-19 Essai COM en H à $A_p = D$ (avec le parcours des points d'essai)

(D0.5Z2#7, #2 et #5, nuance HM, Vc = 56 m/min, Ae = 0.25 mm, Ap = 0.5 mm)

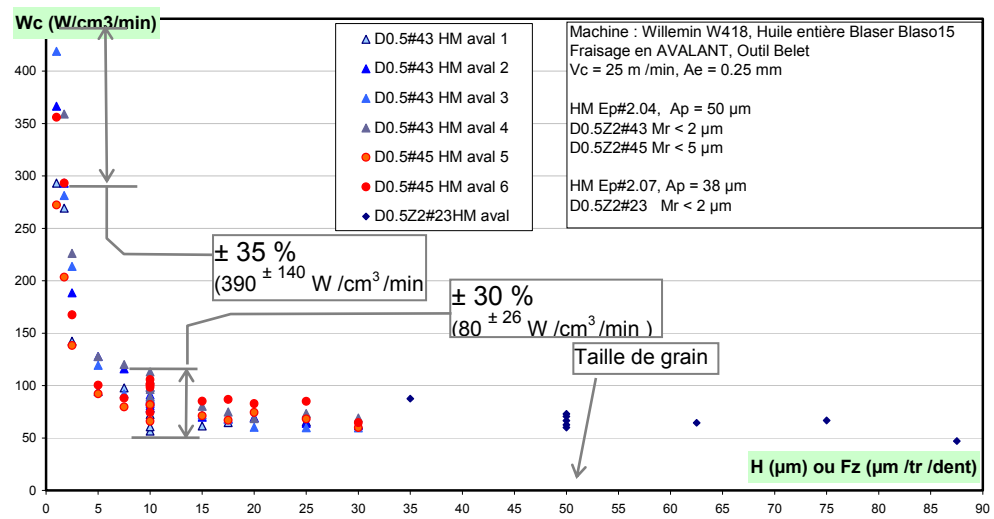


Fig. 4-20 Essai COM en H à A_p faible pour D0.5Z2
(D0.5Z2, nuance HM, $V_c = 25$ m/min, $A_e = 0.25$ mm, $A_p = 38$ et 50 μ m)

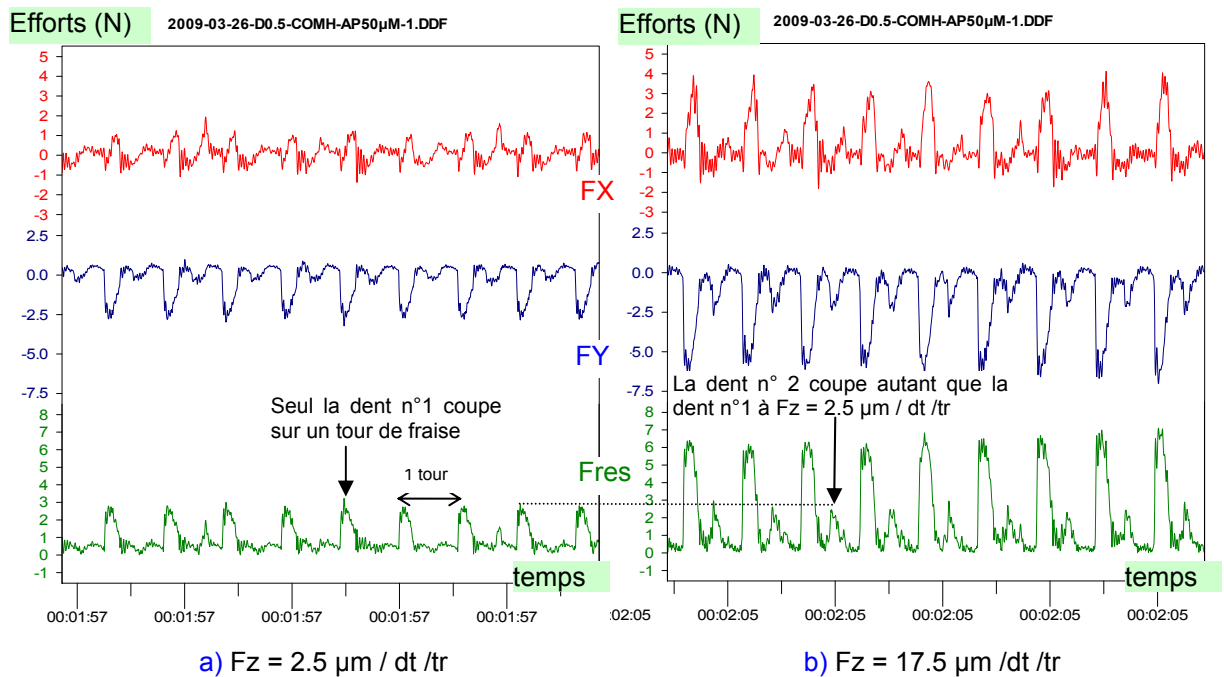


Fig. 4-21 Caractérisation du mal rond par le profil d'effort et problématique du calcul de W_c
pour une section coupée théorique équitablement répartie sur les dents de l'outil
(D0.5Z2#20, essai n° 6 COM en H à $V_c = 25$ m/min, $A_e = 0.25$ mm, $A_p = 38$ μ m)

Nuance ICH et ESR : COM en H avec $R_{Ap/D}$ faible

La Fig. 4-22 présente les résultats des campagnes réalisées avec les autres nuances ICH et ESR. Les modes d'usinage sont testés alternativement à chaque série puis à chaque passe. Les analyses ne montrent pas de différences significatives au niveau de détail étudié.

L'usure de l'outil est majoritairement source de dérive pour les résultats. Les résultats de la première série d'essais réalisés avec un outil neuf est toujours en deçà de celles des séries suivantes (voir par ex. « D0.5#37 ESR aval 1 » en Fig. 4-22-b).

La plus grande usure frontale de l'outil (voir §5) est observée pour les essais avec la nuance ICH, ce qui peut expliquer son positionnement supérieur. Un premier point d'inflexion est caractérisable pour $H_c \approx 8 \mu\text{m}$ puis un second pour $H_c \approx R_\beta = 2.5 \mu\text{m}$. Ces résultats sont donc identiques pour les 3 nuances : HM, ICH et ESR.

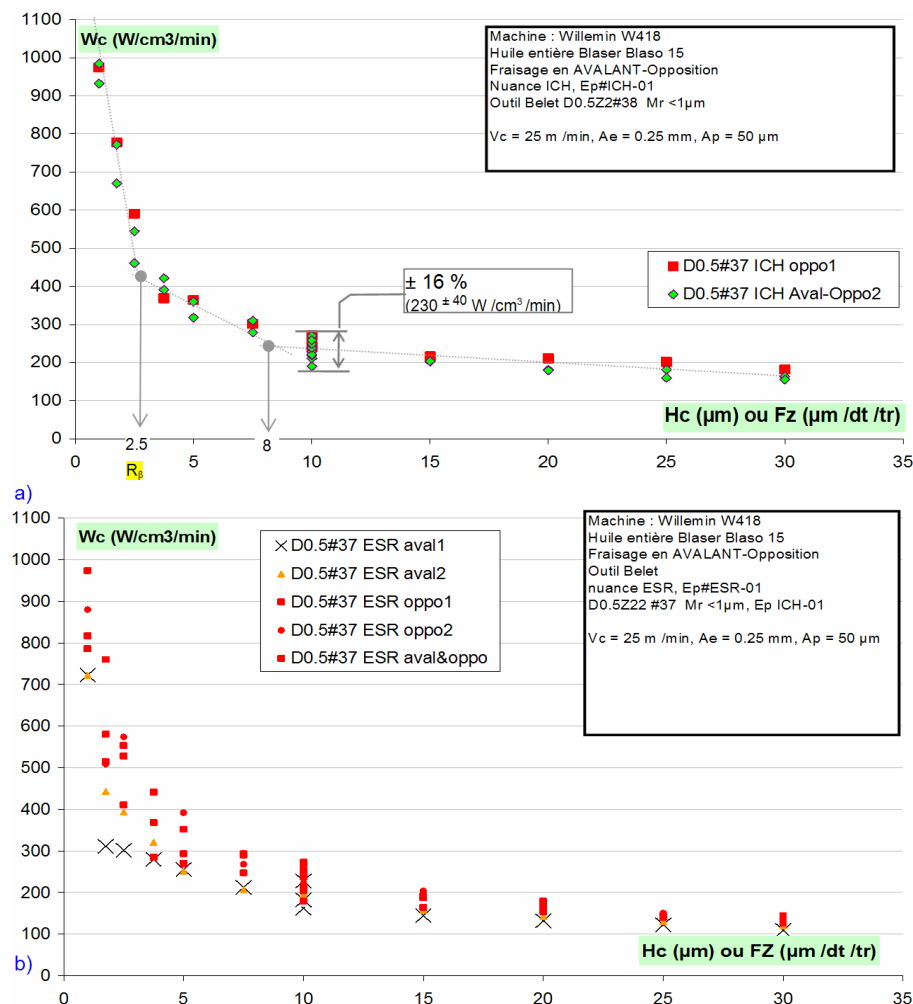


Fig. 4-22 Essai COM en H à A_p faible pour les nuances :

a) ICH et b) ESR (D0.5Z2, $V_c = 25 \text{ m/min}$, $A_e = 0.25 \text{ mm}$, $A_p = 50 \mu\text{m}$)

synthèse

La Fig. 4-23 propose sur un même graphique la synthèse des essais réalisés lors du COM en H.

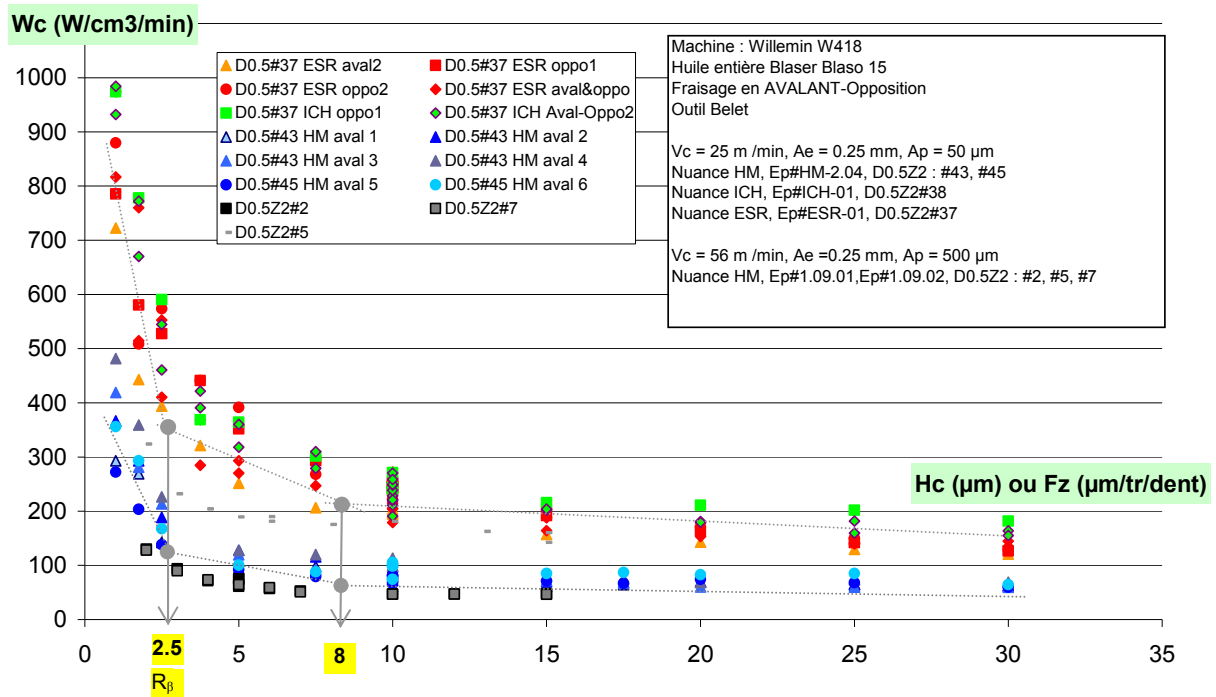


Fig. 4-23 Synthèse des essais COM en H avec la fraise D0.5Z2 pour les 3 nuances
 (D0.5Z2, nuance HM, ICH, ESR, Vc = 25 ou 56 m /min, Ae = 0.25 mm, Ap = 50 ou 500 μm)

La nuance ICH est caractérisée (cf §2) comme ayant la dureté la plus importante (dureté HV30 et nanoindentation) puis la nuance ESR vis-à-vis de la nuance HM. Ce classement contribue au positionnement relatif des résultats d'essais.

Pour les 3 nuances HM, ICH, ESR :

- il n'y a pas de différence de domaine technologique pour l'outil, l'évolution de Wc est similaire, bien que les niveaux d'énergie varient, peut être plus en fonction de l'état d'utilisation de l'outil que par l'influence de la nuance,
- les valeurs de Wc sont très variables d'un essai à l'autre et entre les 3 nuances. Il paraît alors prudent de ne pas énoncer une valeur de Wc de référence,
- lorsque H_{\max} se rapproche de la valeur de R_β , la valeur de Wc double puis évolue exponentiellement allant jusqu'à sextuplé sa valeur. Les niveaux d'énergies consommées par la coupe pour $H_c < R_\beta$ sont considérables, et sont liés au mode de coupe et à la ductilité de l'acier 316L.

L'influence de l'usure de l'outil à partir d'un état neuf semble importante et apparaît dès les premières utilisations. Industriellement, le domaine de fonctionnement de l'outil est plus à définir avec un outil ayant déjà servi qu'avec un outil neuf.

L'usure de l'outil ne change pas les tendances d'évolutions de W_c mais augmente le niveau d'énergie nécessaire consommée par la coupe et atténue les points d'inflexion.

Le mal rond modifie significativement la valeur réelle coupée par chaque dent alors que, la valeur théorique de H_c est identique pour les 2 dents. Cela pose la problématique du calcul de W_c avec un fort mal rond et une section coupée faible.

Le choix de la valeur du ratio $R_{Ap/D}$ (fort ou faible : 1 ou $< 1/10$), modifie le niveau de W_c mais pas les points d'inflexions, ni la tendance de l'évolution de W_c .

La valeur de H_{min} caractérisée sur l'ensemble des essais est identique et correspond à la valeur de R_β ($2.5 \mu m \approx H_{min}$), avec un premier point d'inflexion à $H_{max} \approx 8 \mu m$. Le choix de $H_c = 10 \mu m$ est retenu pour la suite des essais.

4.3.4. Effet de la coupe en bout ($R_{Ap/D}$ faible)

Les essais d'usinage (Fig. 4-24) sont conduits avec une fraise D3Z2 neuve, d'abord dans le sens décroissant pour A_p par paliers de 0.1 mm (1 mm jusqu'à 0 mm : courbe bleue) puis dans le sens croissant (de 0.1 à 1.2 mm : courbe rose). Un troisième essai dans le sens décroissant par palier de 0.02 mm, permet de compléter les résultats dans plage 0.2 – 0 mm (courbe rouge). Les valeurs de W_c sont calculées à partir valeurs de $A_{p, \text{réel}}$ mesurées avec l'Alicona.

Les analyses sont :

- les 3 courbes sont complémentaires et s'auto-corrèlent,
- la valeur de W_c augmente lorsque A_p diminue,
- pour $A_p > 0.4$ mm, la valeur de W_c est stable : c'est la valeur de référence ($\approx 60 \text{ W.cm}^{-3}.\text{min}^{-1}$),
- pour $A_p \in [0.15 ; 0.40]$ mm, la valeur de W_c double ($\approx 120 \text{ W.cm}^{-3}.\text{min}^{-1}$),
- pour $A_p < 0.15$ mm, la valeur de W_c quadruple ($\approx 240 \text{ W.cm}^{-3}.\text{min}^{-1}$),

Le saut repéré (*) sur la Fig. 4-24 s'explique par un écaillage de l'arête latérale de l'outil sur une hauteur de 365 μm après les premiers essais (1 à 0 mm : bleu) (Fig. 4-25 et en détail en [annexe A4-2]). L'effet de l'outil endommagé complète les analyses précédentes des essais COM en V_c et COM en H :

- la valeur de W_c pour des mêmes conditions d'essais est supérieure (courbe rose au dessus de la courbe bleue),
- la tendance d'évolution de W_c reste identique, avec un niveau plus élevé et une variation progressive s'éloignant de l'ordonnée à l'origine,
- la valeur de $A_{p, \text{min}}$ se situe entre 0.1 à 0.3 mm soit un $R_{Ap/D}$ proche de 1/10.

Pour les essais avec la fraise D0.5Z2 (essais n°9, 10 et n°13, 14 du [Tab. 4-4](#)), la [Fig. 4-26-a](#) présente sur un même graphique les résultats du COM en A_p pour la fraise D3Z2 usée et les fraises D0.5Z2 neuves pour la nuance HM. Les analyses sont :

- les courbes se complètent et ne paraissent pas sensible à la variation du ratio H / R_β de l'arête latérale, la caractérisation de l'arête en bout n'ayant pas été effectuée,
- pour un même ratio $R_{Ap/D} = 0.01$, la variation de W_c identique pour D3Z2 et D0.5Z2 ([Tab. 4-5](#)),
- le ratio signal sur bruit, pour une FPD et un ratio $R_{Ap/D}$ égal, est plus faible pour la D0.5Z2 que pour la D3Z2. Il y a un intérêt expérimental à travailler avec la fraise D3Z2 en lieu et place de la fraise D0.5Z2 ([Tab. 4-5](#)).

Les essais avec les nuances ICH et ESR ([Fig. 4-26-b](#)) sont réalisés avec un outil usé (analyses cf §5) ayant réalisé préalablement, tout les essais du COM en H. L'usure en bout de l'outil doit contribuer significativement à cette très forte augmentation de W_c qui démarre pour $R_{Ap/D} > 0.1$. Cela peut expliquer la casse intempestive des micro-fraises dès qu'elles présentent une usure en bout.

Pour les résultats ([Fig. 4-26-b](#)), les variations observables peuvent être liés aux 3 nuances de matériau ou aux outils différents utilisés. Cependant, les caractérisations des matériaux (voir [Tab.2-5](#)) en nanoindentation montrent des différences entre ces 3 nuances, dont il paraît normal de retrouver lors des essais de coupe.

Outil	Vc	N	FPD	H_{max}	Ae	R_β	H_{max}/R_β	A_p	$R_{D/Ap}$	$W_c/W_{c_{mini}}$	$W_c/W_{c_{mini}}$
	m/min	tr/min	Hz	μm	mm	μm		μm		Pour $R_{D/Ap} = 15$	Pour $R_{D/Ap} = 100$
D0.5Z2	25	15 915	265	10	D/2	2.5	4	33	15	+ 75% (140/80)	+ 300% (240/80)
D3Z2	120	12 732	212	30	D/2	12	2.5	200	15	+30% (80/62)	+260% (160/62)

[Tab. 4-5](#) Comparaisons des paramètres d'essais COM en A_p pour les fraises D3Z2 et D0.5Z2

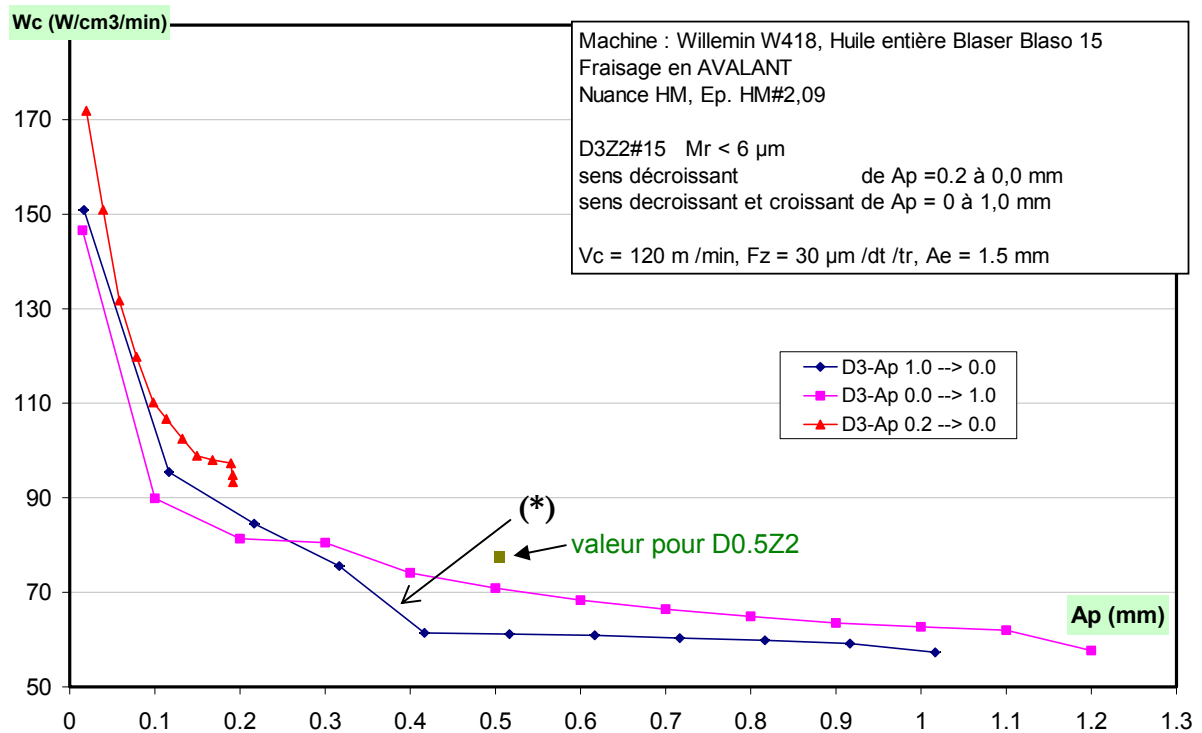


Fig. 4-24 COM en A_p pour D3Z2

(D3Z2#15, MR < 6 μm , $\varphi = 90^\circ$, nuance HM, $V_c = 120$ m /min, $F_z = 30$ μm /dt /tr, $A_e = 1.5$ mm)

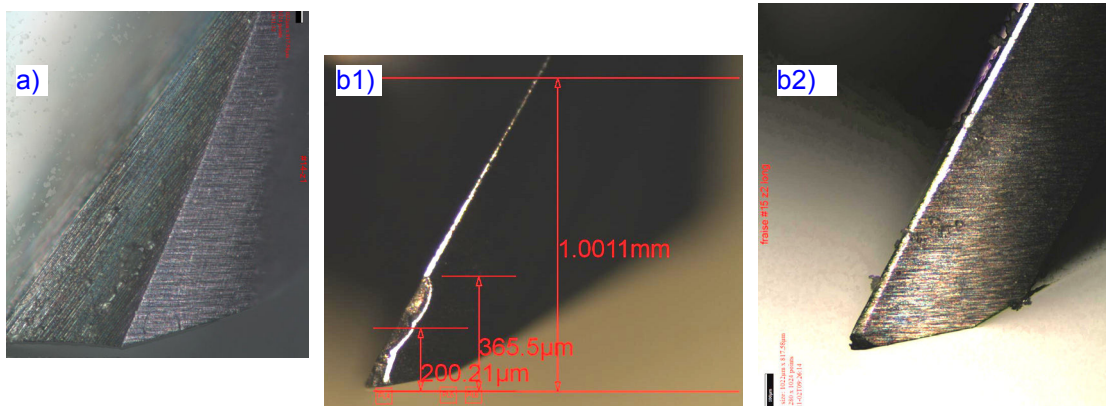


Fig. 4-25 Endommagement de la dent n°1 de D3Z2#15

a) bec outil neuf (3D), bec utilisé b1) dent 1, b2) dent 2
observée après les essais D3- A_p 1.0 \rightarrow 0.0 (Fig. 4-24)

(D3Z2#15, MR < 6 μm , $\varphi = 90^\circ$, nuance HM, $V_c = 120$ m /min, $F_z = 30$ μm /dt /tr, $A_e = 1.5$ mm)

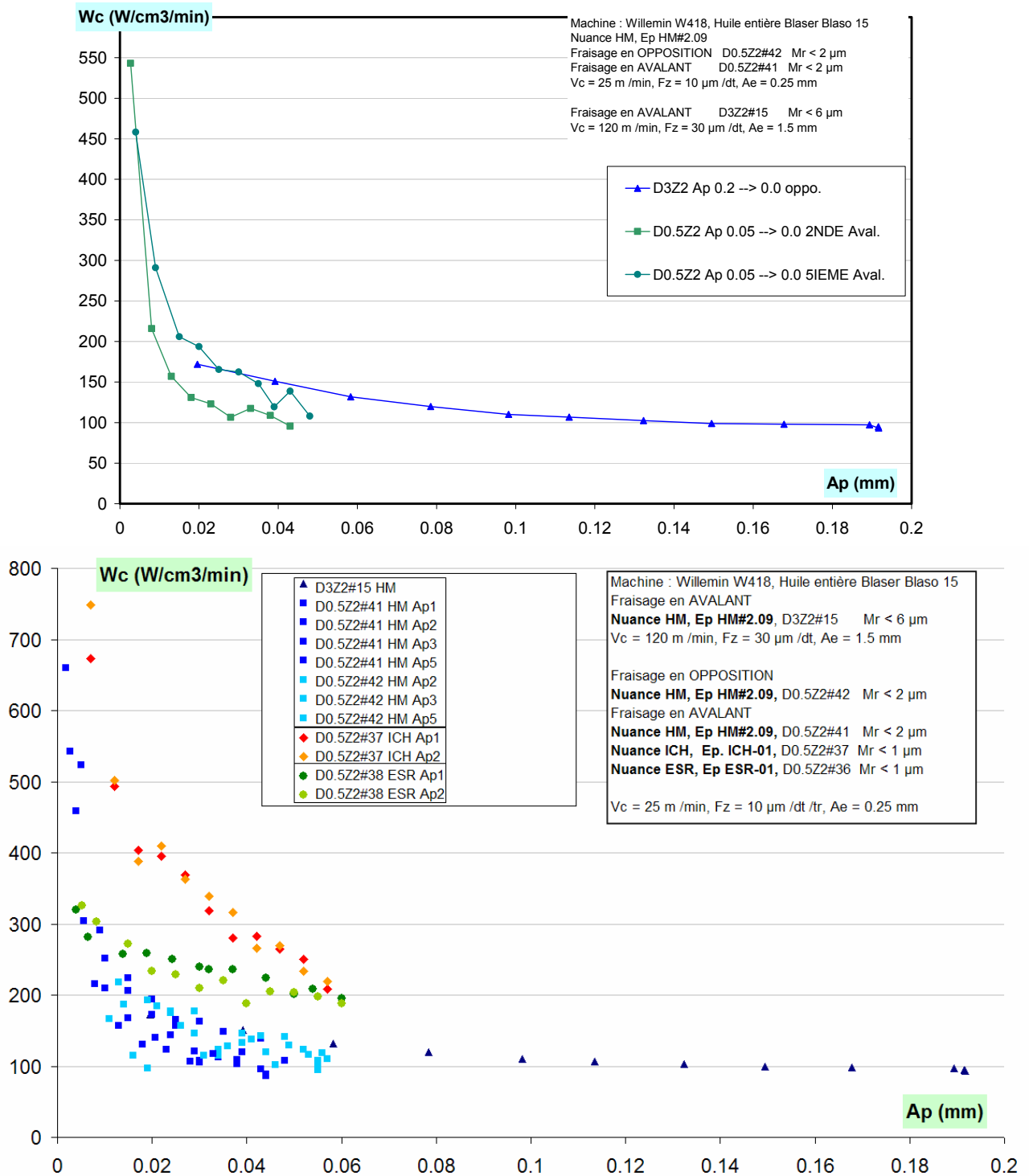


Fig. 4-26 Comparaison COM en Ap pour les fraises D3Z2 et D0.5Z2

(D3Z2#15, nuance HM, Vc = 120 m /min, Fz = 30 μ m /dt /tr, Ae = 1.5 mm)

(D0.5Z2#41 et #42, nuance HM, D0.5Z2#37 nuance ICH, D0.5Z2#38 nuance ESR)

(Vc = 25 m /min, Fz = 10 μ m /dt /tr, Ae = 0.25 mm)

La variation de W_c en fonction de A_p , traduit l'influence de la coupe en bout vis-à-vis de la coupe en roulant. Ces contributions de la coupe en bout et de l'effet bec outil existent toujours, mais elles deviennent significatives lorsque la coupe en roulant est minoritaire et le débit copeau moindre.

Ces évolutions sont à lier au ratio $S1/S2$ de la surface générée en bout par la surface générée en roulant (Fig. 4-27). Pour $R_{Ap/D} = 1/3$, le ratio est de 3% alors qu'il est de 33% pour $R_{Ap/D} = 1/30$.

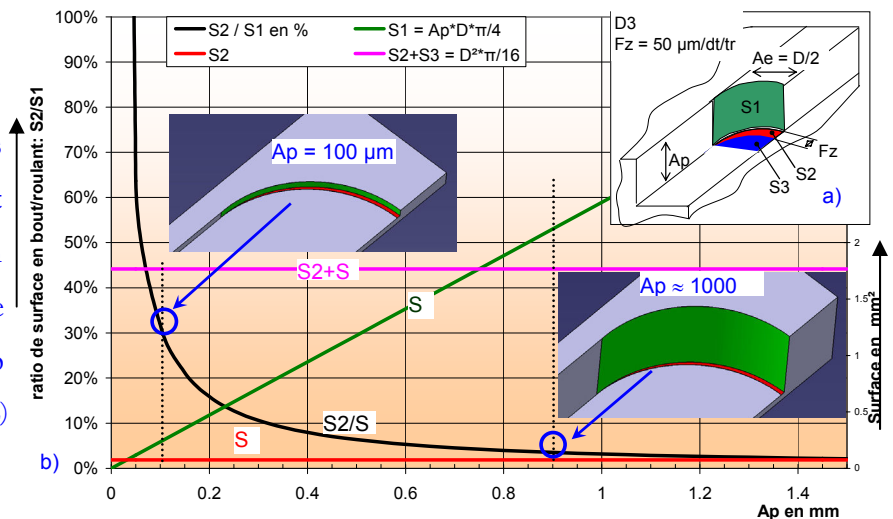
Pour la démarche du COM, il faut d'abord identifier la technique et l'opération d'usinage pratiquée. En faisant varier la valeur de A_p (faible ou fort), l'opération d'usinage est ici, potentiellement très différente. La coupe en bout consomme plus d'énergie pour un même volume de copeau. Pour un A_p faible, il y a la combinaison d'effets :

- un effet géométrique sur les sections coupées,
- un effet technologique lié à la géométrie de coupe de l'outil qui se limite alors au bec outil et sans influence de la micro-géométrie de l'arête latérale caractérisée par la valeur de R_β , des angles de coupes évoluant suivant le point du bec considéré (cf Fig. 2-35),
- un effet d'échelle du matériau (faible volume de matière coupée).

La vue des sections coupées est habituellement donnée dans la littérature dans un plan ortho axial à l'axe de la fraise avec une modélisation en coupe orthogonale en négligeant l'effet de l'angle d'hélice (rarement en coupe oblique). Il faudrait compléter cette modélisation avec une vue des sections coupées en bout de l'outil. Le bec outil décrit une trochoïde à V_{cUBV} alors que la dent en bout balaye un secteur angulaire en restant (théoriquement) toujours en contact avec la surface usinée $S2$. Plus la valeur de A_e est grande et plus la partie centrale de la dent est mise à contribution avec une vitesse de coupe faible ($\ll V_{cUBV}$) et variant sur sa longueur.

Une perspective de l'étude pourrait être de tester l'influence de la coupe en bout, et de la coupe en roulant de façon indépendante (essais en coupe ouverte, ou avec un A_p proche de la valeur du rayon de bec) pour caractériser l'endommagement des micro-fraises (usinage sur plaques en roulant ou sur talon en bout).

Fig. 4-27 Evolution des surfaces usinées par la dent
a) en bout (S2) et latérale (S1) en fonction de
b) l'engagement axial A_p
($D3/2$, $F_z = 50 \mu\text{m}/\text{dt}/\text{tr}$, $A_e = D/2$)



4.4. Observations sur l'endommagement des outils

L'observation des outils après les essais est significativement comparable entre la fraise de D0.5Z2 et D3Z2. Le bec d'outil est ébréché et l'arête de coupe émoussée. L'usure n'est pas régulière et l'endommagement est fortement localisé au bec d'outil. Après endommagement d'une dent (rupture faisant apparaître le substrat de l'outil), la deuxième dent montre une usure régulière [annexe A4-2].

Le bec outil est fortement sollicité, et l'usure y est localisée [annexe A4-3] modifiant la valeur de R_β (qui augmente) et l'angle de coupe (qui diminue).

Analyse de l'essai n°8 avec la fraise D3Z2#8:

Lors de l'essai n°8 (COM en V_c) avec la fraise D3Z2, il est observé une forte dérive quant à la valeur de W_c lors des premières passes. La Fig. 4-28 présente les conditions de cet essai, la Fig. 4-29 le graphique de l'évolution de W_c , la Fig. 4-30 le profil des efforts, la Fig. 4-31 l'observation des deux becs l'outil. Le profil d'effort est très riche en informations, que masque la seule analyse de W_c .

Au point $V_c = 100$ m/min :

- entre les passes 8 et 14, W_c n'évolue pas, bien que la V_c alterne entre 40 et 180 m/min, l'endommagement de l'outil n'évolue plus
- entre les passes 2 et 5, W_c chute puis se stabilise, laissant à penser à un rodage de l'outil,
- entre les passes 5 et 8 W_c évolue significativement. L'endommagement de l'outil est constaté.

Les passes intermédiaires ont été réalisées à $V_c = 20$ et 10 m/min.

L'endommagement de l'outil par écaillage d'arête de coupe latérale et du bec outil est peut être l'effet d'une très basse vitesse de coupe ($V_c < V_{c_{UBV}} = 25$ m/min) ou d'une rupture aléatoire, il est difficile de conclure. D'après la Fig. 4-29, c'est entre les passes 6 et 7 que l'endommagement principal de l'outil a eu lieu. Cet endommagement apporte une stabilité pour la suite de l'essai. La dent n°1 montre alors de l'usure, comme si la rupture avait corrigé le mal rond de l'outil.

Pour conclure, un outil endommagé permet d'établir un domaine de fonctionnement identique à celui obtenu avec un outil non endommagé, mais avec des niveaux d'énergie W_c bien supérieurs.

passe n°		2	3	4	5		6	7	8	9	10	11	12	13	14	
Vc	m /min	100	100	100	100		20	10	100	100	150	40	180	60	100	
Fz	µm /dt /tr	50	50	50	50		50	50	50	50	50	50	50	50	50	
Ae	mm	1.5														
Ap	µm	970							950							
mode		opposition														
Wc	W /cm³ /min	167	61	57	58		89	121	90	91	94	100	95	95	91	
position en Y	machine	16.5	15.0	13.5	11.0		9.5	7.0	7.0	5.5	4.0	2.5	1.0	-0.5	-2.0	
profil efforts de			X		X										X	
image outil						X										X

Fig. 4-28 Conditions de coupe pour les passes de l'essai n°8 avec la fraise D3Z2#8

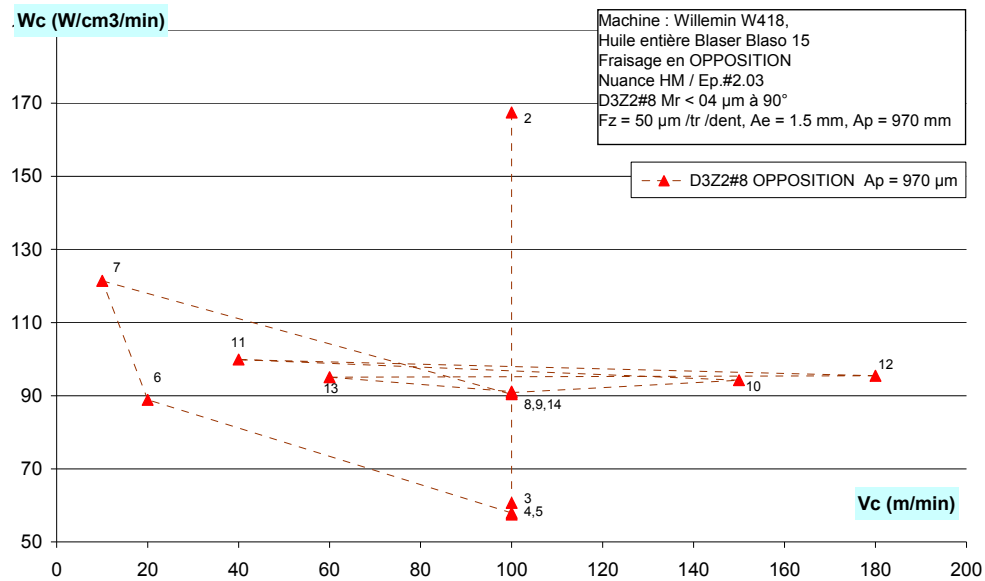


Fig. 4-29 Evolution de Wc lors de l'essai 8 (COM en Vc) avec la fraise D3Z2#8

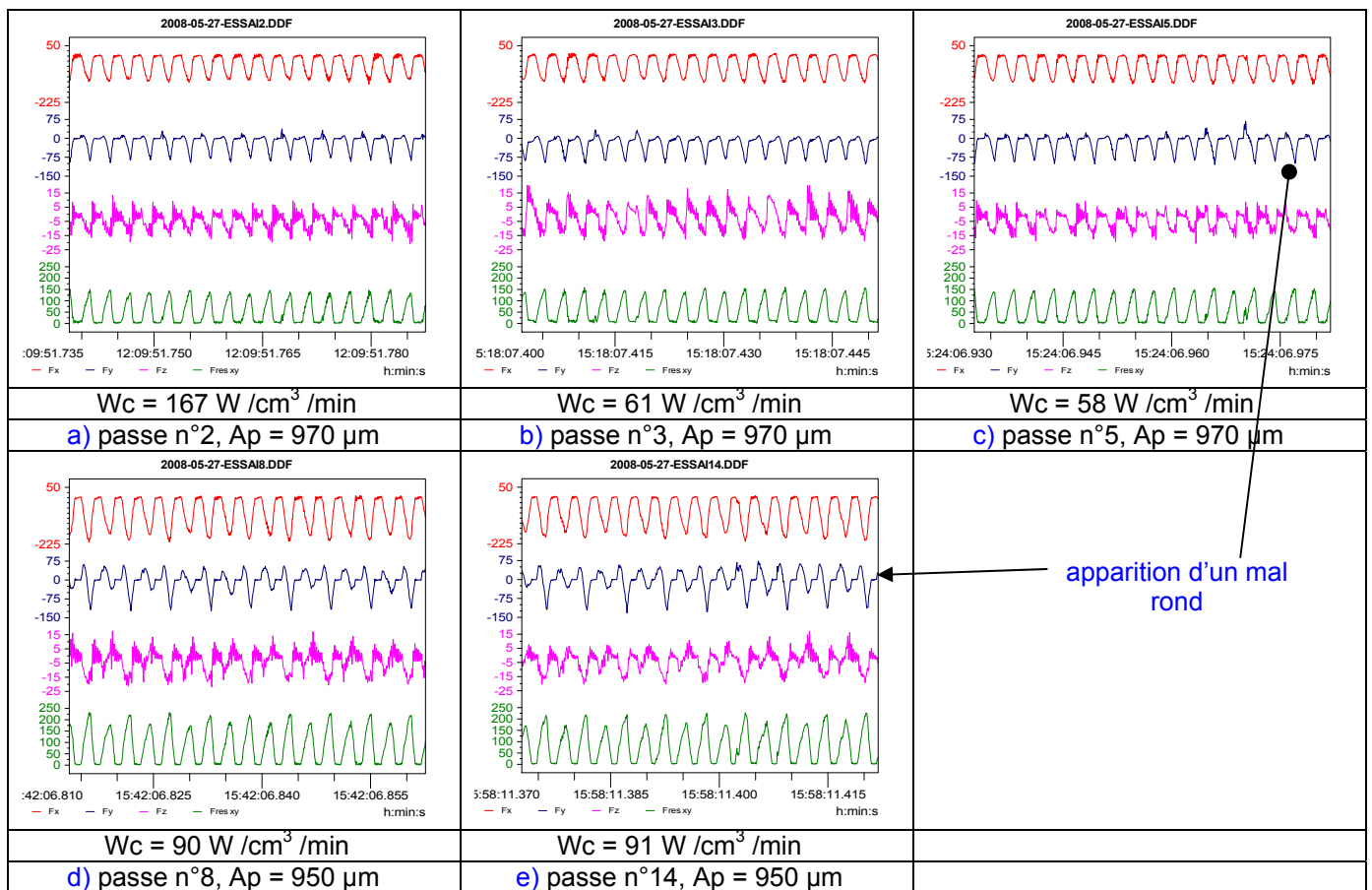


Fig. 4-30 Profil d'efforts de coupe lors de l'essai 8, passes a) n°2, b) n°3, c) n°5, d) n°8, e) n°14

(D3Z2#8 avec Mr = 4 µm à $\varphi = 90^\circ$, nuance HM, Ep.#2.03H1)

(Vc = 100 m /min, Fz = 50 µm /dt /tr, Ae = 1.5 mm, Ap ≈ 1 mm, opposition,)

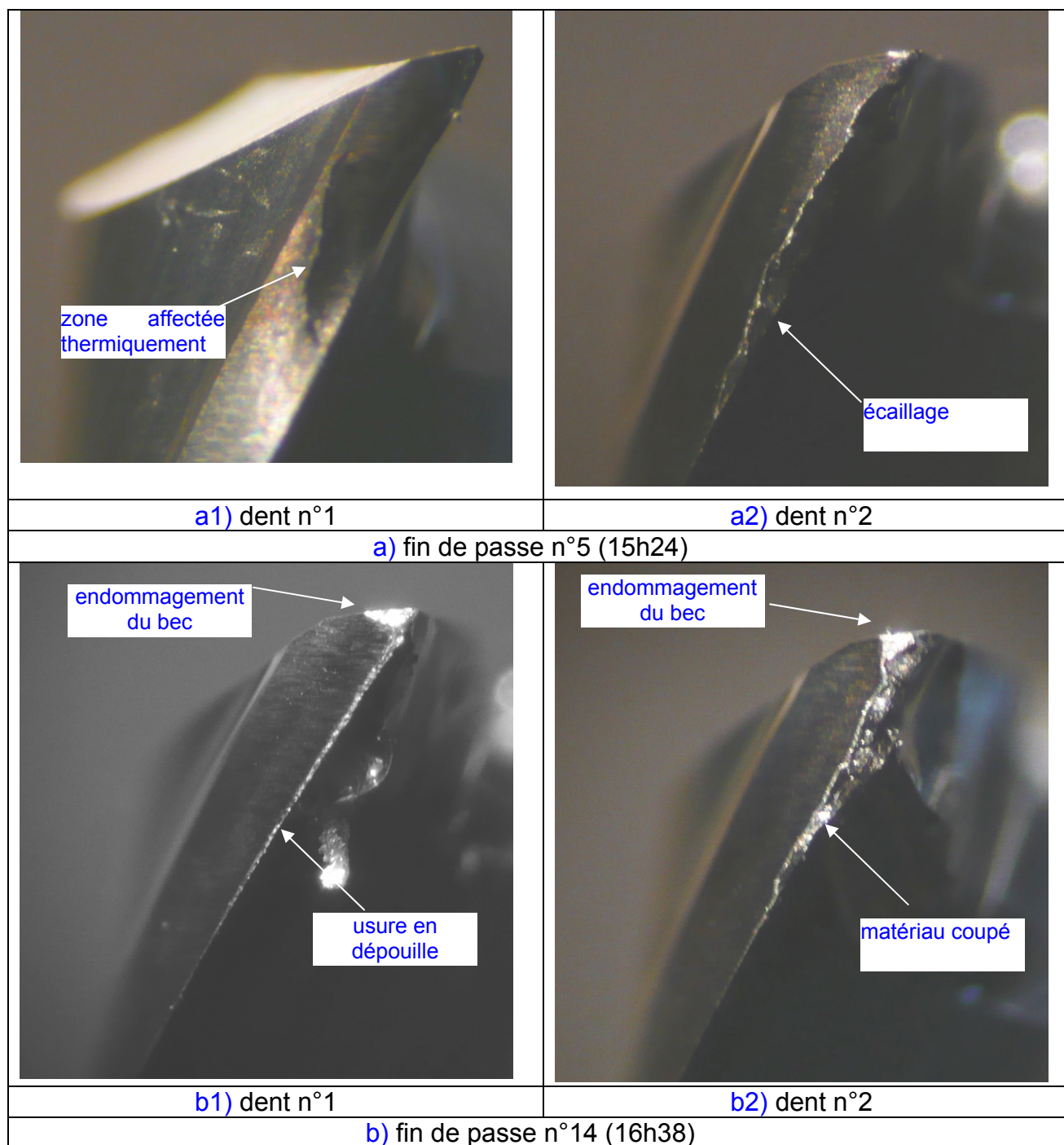


Fig. 4-31 Endommagement de l'outil D3Z2#8 lors de l'essai 8 passes a) n°5, b) n°14 (D3Z2, nuance HM, $F_z = 50 \mu\text{m} / \text{dt} / \text{tr}$, $A_e = 1.5 \text{ mm}$, $A_p = 1 \text{ mm}$, opposition, essai 8)

4.5. Caractérisation de la section de l'éprouvette usinée

4.5.1. Microdureté

Les éprouvettes usinées sont coupées par électroérosion à fil, suivant le sens L et le sens T. Après enrobage (Fig. 4-32-a) les sections sont polies. Des essais de microdureté HV, avec la plus petite charge possible (30 gr), sont réalisés en pleine matière (Fig. 4-32-b) au plus près de la surface usinée (Fig. 4-32-c). Les indents sont plus sensibles à l'hétérogénéité de dureté de la microstructure que d'un effet possible de l'usinage. Idéalement, pour éviter un effet de bord lors du polissage, il aurait fallu réaliser un dépôt dur de type nickel avant l'enrobage comme pratiqués par (FROMENTIN 2004).

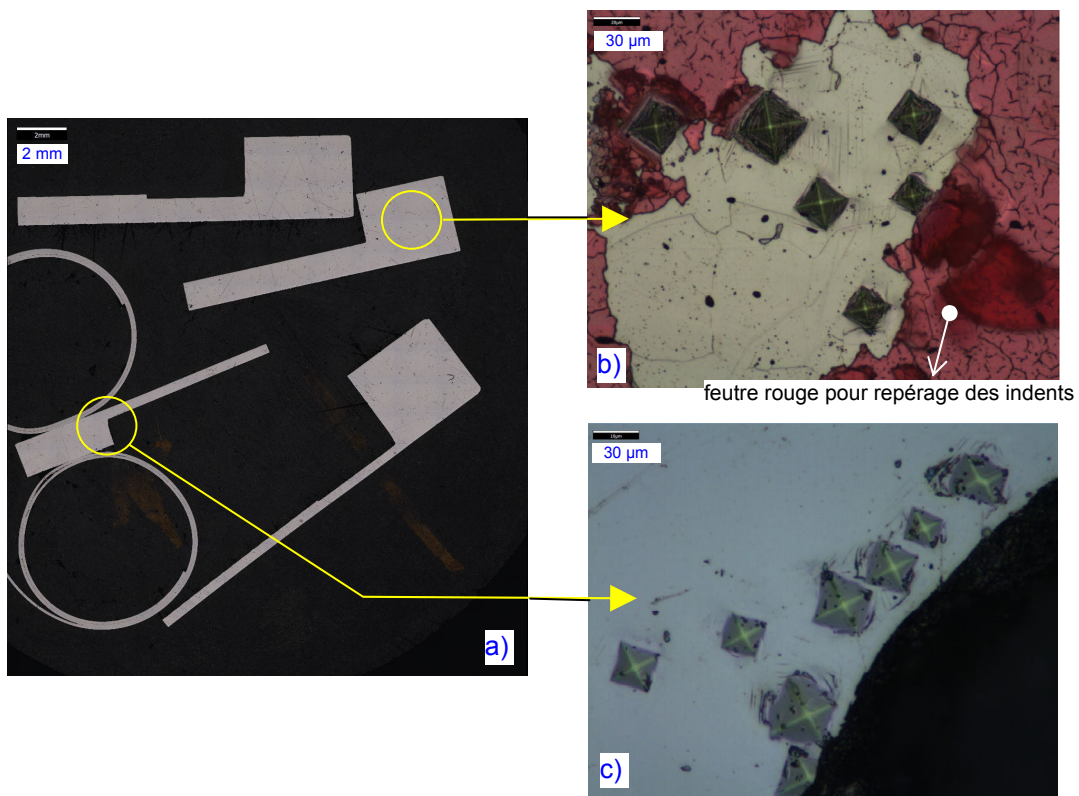


Fig. 4-32 Essais de micro dureté HV_{30gr} au plus près de la surface usinée dans des coupes pratiquées dans le sens L et T au laminage : a) enrobage à chaud, indentation b) en pleine matière et c) vers la surface usinée (observation avec Alicona)

4.5.2. Microstructure

Les sections enrobées et polies précédemment, sont attaquées chimiquement pour révéler la microstructure. En étudiant la forme et la taille des grains vers la couche usinée, il est possible d'identifier un éventuel effet d'écrouissage superficiel en dessous de la surface usinée.

Lors de la caractérisation des 3 nuances (cf. §2), les échantillons sont prélevés par sciage puis surfacé en fraisage, enrobés à chaud, rectifiés et polis (CETEHOR).

Pour les éprouvettes usinées lors de essais, elles sont coupées par électroérosion à fil, suivant le sens L et le sens T à la direction de laminage de la barre d'acier 316L. Les morceaux sont enrobés à chaud dans un autre laboratoire (UTINAM - UFR ST - Besançon), et polies avec soit de la poudre d'alumine (Al_2O_3) soit des particules de diamant sur les équipements de Méc'Appli – FEMTO ST. Après attaque chimique, les images réalisées en micrographies ne sont pas exploitables. Dans le sens T, il y a de nombreuses tâches plus ou moins rondes et diffusent, et des zébrures dans le sens L. Cela ne peut venir des inclusions car ces phénomènes sont observables sur la nuance ESR (Fig. 4-33), mais peut être des moyens de préparation. Il est nécessaire d'enrober les échantillons afin d'éviter un effet de bord lors du polissage et d'infiltration lors de l'attaque chimique.

Les efforts de coupe maximum mesuré avec la fraise D0.5Z2 sont d'environ une dizaine de Newton, si effet il y a, il reste minime. Les moyens de caractérisation ne sont peut être pas adapté, il est envisageable d'effectuer une mesure de microdureté sur la surface usinée ou une analyse par diffraction par rayon X.

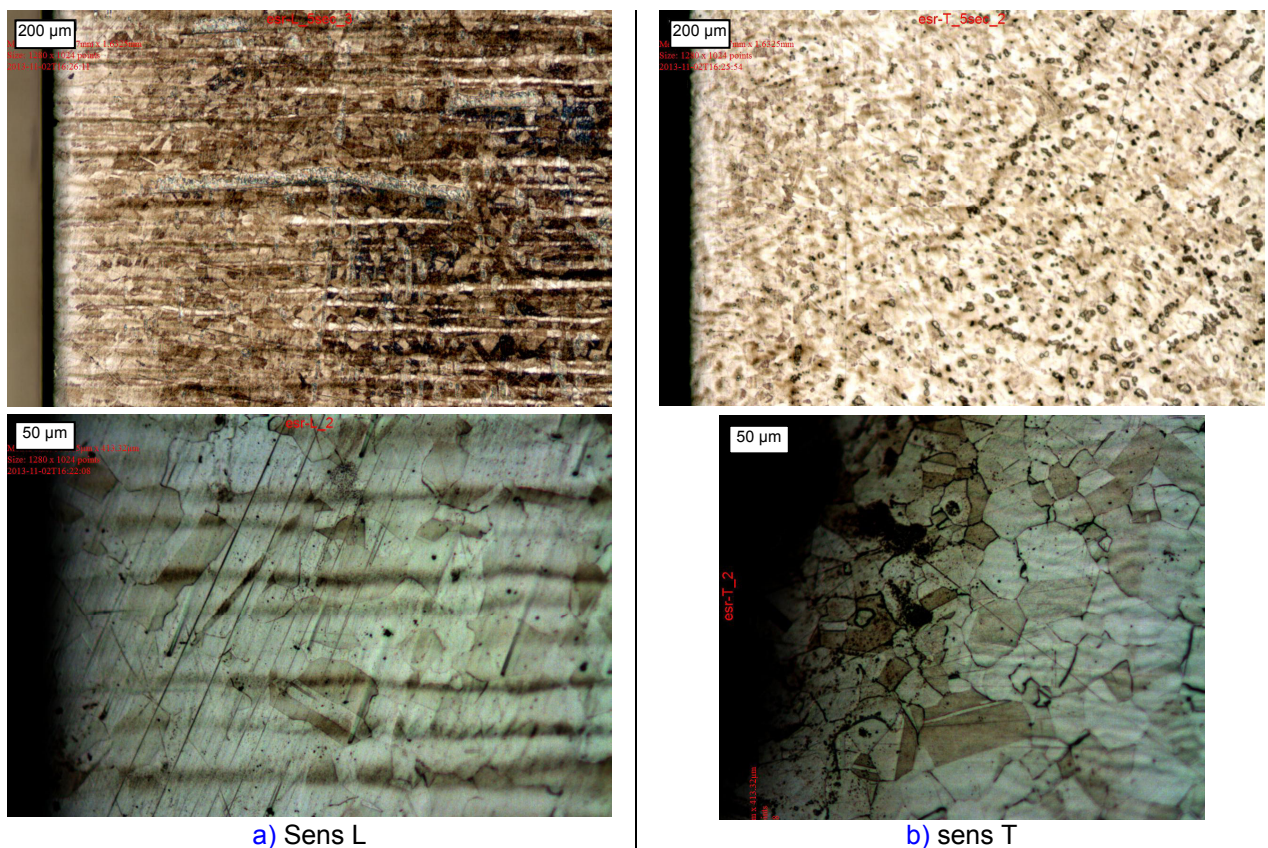


Fig. 4-33 Micrographie sur éprouvettes ESR ayant été usinées puis coupée a) sens L, b) sens T (vis-à-vis du sens de laminage, polissage poudre Al_2O_3 de 0.2 µm, attaque 5 s avec réactif de Marble,)

4.6. Copeaux

La Fig. 4-34 présente la nomenclature générale des 5 faces du copeau.

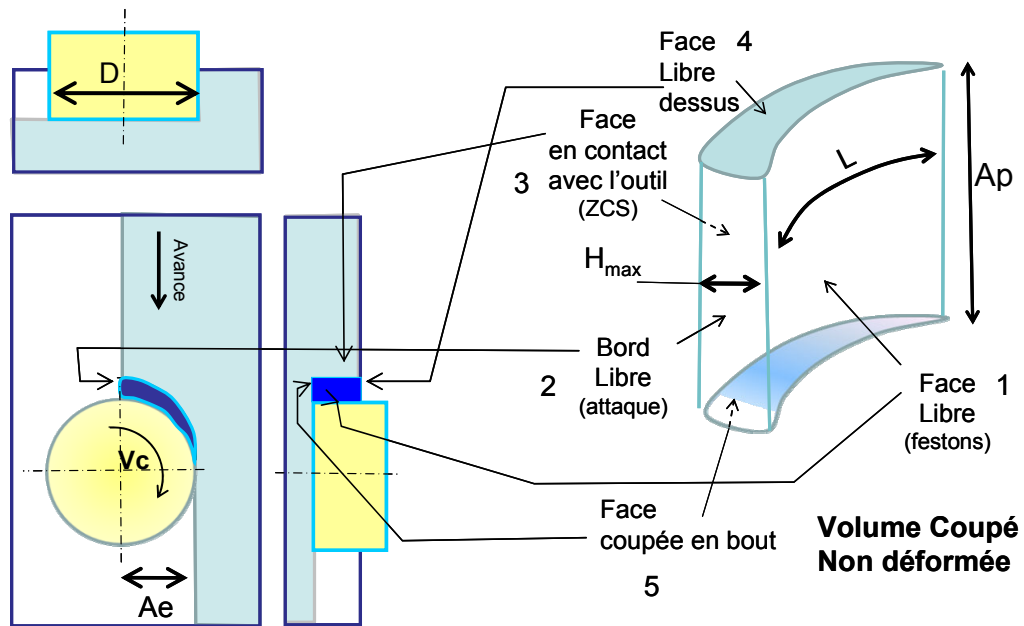


Fig. 4-34 Nomenclature des 5 faces du copeau

Pour le fraisage épaulé avec la fraise D3Z2 à $A_e = D / 2$, les dimensions du copeau non déformé est : longueur $L \approx 2.35 \text{ mm}$, hauteur $A_p = 1 \text{ mm}$, épaisseur maximale H_{\max} du plan d'essais.

4.6.1. Plan d'essais

L'analyse des copeaux est pratiquée sur des échantillons obtenus dans l'acier 316L nuance HM en faisant varier l'épaisseur coupée maximale, l'engagement axiale A_p , la vitesse de coupe (UBV et UGV) et le type de fraise (D3Z2 et D0.5Z2). Les copeaux sont observés sous microscope optique (premiers essais) puis au MEB (essais améliorés). Le plan d'essais pour A_p fort est présenté dans le Tab. 4-6 et les images réalisées sont disponibles en [annexe 4-2]. Le choix de H permet d'obtenir des points de fonctionnement caractéristique (R_β , T_g).

Tab. 4-6 Campagne d'essai pour obtenir des copeaux à A_p fort

matière	outil	Vc m/min	Hmax μm		D mm	Ae mm	Fz $\mu\text{m}/\text{dt}/\text{tr}$
316L nuance HM	D3Z2	25 ou 275	1		3	0.5	1.3
			15	R_β	3	0.5	20.1
			50	T_g	3	0.5	67.1
			100		3	0.5	134.2

4.6.2. Influence de A_p et de H

A l'interface outil, l'aspect des copeaux est indicateur de frottement intense et d'adhésions lors de l'écoulement du copeau sur la face de coupe de l'outil (Fig. 4-35). Les écrasements sont de même composition chimique que la matière constituant le copeau. Des processus de ruptures d'arêtes rapportées s'évacuant sur le copeau, ou des recyclages de copeaux ou d'adhérences d'une révolution d'outil à l'autre sont peut être à l'origine de ces observations. Les images MEB sont parfois ambiguës (creux ou bosses) et nécessitent une observation sous microscope optique (Fig. 4-35). La dynamique d'évacuation des copeaux observée en caméra ultra rapide corrobore ces hypothèses. Dans de très nombreux cas, les observations convergent sur des copeaux continus à bords fragmentés.

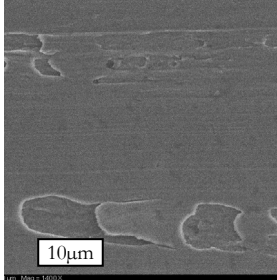
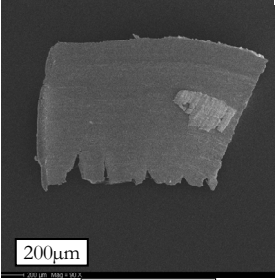
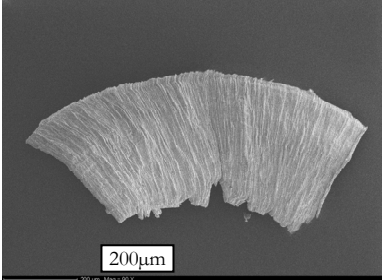
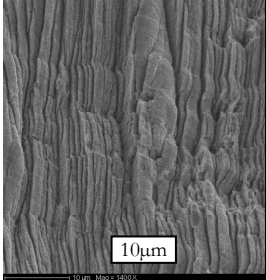
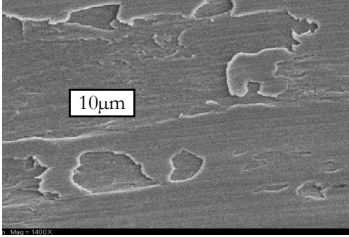
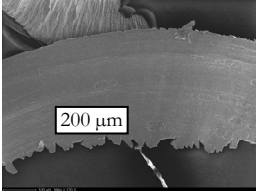
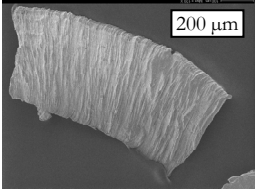
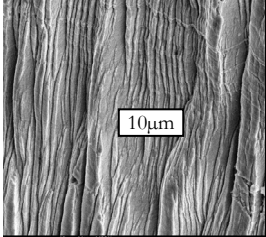
grossissement		X1400	X90	X90	X1400
a) D3Z2					
			cf.Fig. 4-36-a		
b) D0.5Z2					
			cf.Fig. 4-36-b		

Fig. 4-35 Copeaux obtenus avec A_p fort

a) D3Z2, $V_c = 120\text{ m/min}$, $F_z = 50\text{ }\mu\text{m/dt/tr}$, $A_p = 1\text{ mm}$, $A_e = 1.5\text{ mm}$

b) D0.5Z2, $V_c = 120\text{ m/min}$, $F_z = 30\text{ }\mu\text{m/dt/tr}$, $A_p = 0.5\text{ mm}$, $A_e = 0.25\text{ mm}$

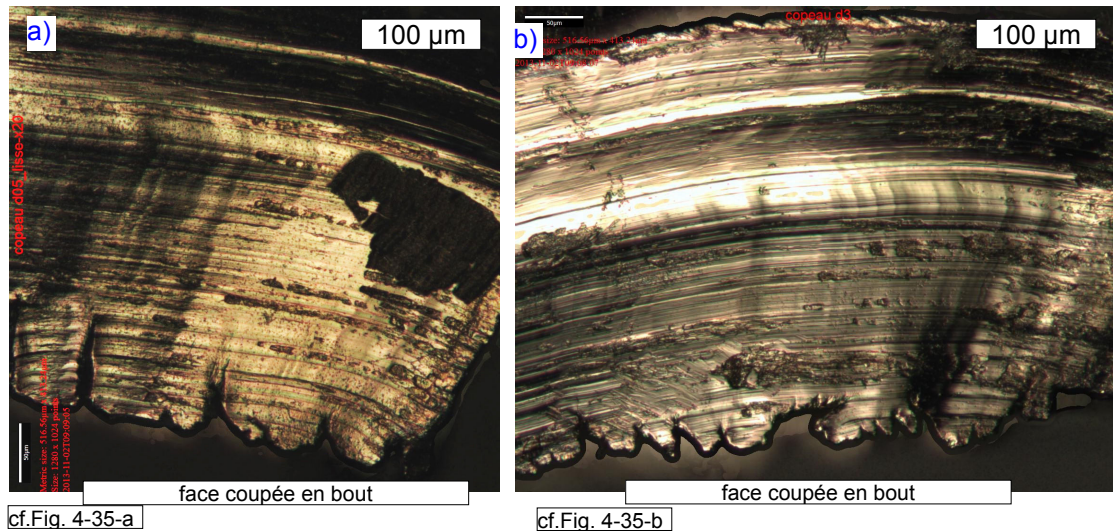


Fig. 4-36 Copeaux obtenus avec A_p fort : observation au microscope optique de la face du copeau en contact avec l'outil (ZCS) obtenu avec a) fraise D3Z2, b) fraise D0.5Z2

Pour A_p fort, les observations sur les copeaux réels (déformés) sont :

- pour la couleur : toujours grise, mat du côté face libre (1) et brillante du côté face en contact avec l'outil (3),
- pour la morphologie générale :
 - dimensions : hauteur = A_p , longueur L , épaisseur h ,
 - en forme de virgule, stable, incurvée du côté de la face libre (1) avec un rayon de courbure plus grand vers la face libre dessus (4) et plus petit vers la face coupée en bout (5) provoquant peut être les déchirures (compression),
 - de forme complète ou, dans la direction A_p , avec des fentes partielles (formant des jambes) ou séparée en plusieurs parties (aiguilles),
 - pour $H_{\max} = 1 \mu\text{m}$, les déformations sont moins violentes, la structure des festons est bien organisée et moins chaotique, une fragmentation en aiguille le long de fente totale ou partielle est orientée suivant A_p ,
 - sur la face libre (1) :
 - face plissée et mate, des compressions verticales, horizontales,
 - des festons parallèles au bord libre (2), avec des gonflements et des distances entre festons caractérisables,
 - des écrasements localisés des gonflements (limités par le volume de gouge ?),
 - des lignes perpendiculaires aux festons (distance inter ligne caractérisables) :
 - sens L : longueur des stries, profondeur stries,
 - sens A_p : glissement alterné, stries décalées,

- sur le bord libre (2) : angles arrondis et un léger bombé,
- sur la face en contact avec l'outil (3) :
 - face lisse et brillante, avec des rayures orientées // à L, finissant avec des déchirures à l'opposé du bord d'attaque libre (3),
 - des zones arrachées, comme des pellicules, avec rayures au fond des arrachements,
 - des zones enfoncées, écrasement, comme par ajout de matière,
 - des motifs ressemblant à des écailles et des alignements du côté du bord libre d'attaque (3), favorisé pour les faibles vitesses de coupe,
 - des stries verticales, traversant l'épaisseur H depuis les festons de la face libre (1). Pour les faibles valeurs de H_{max} , ces stries sont traversantes et expliquent la séparation partielle (jambe) ou complète (aiguille) du copeau.
- sur la face coupée en bout (5): des déchirures et arrachements.

Pour un A_p faible, l'effet du rayon de bec peut être significatif, les copeaux observés sont différents :

- la couleur est grise, mais il n'y a plus de face brillante ou mate,
- la morphologie générale est en forme de tortillons et de serpents (prédominance de la coupe en bout),
- la structure est très désordonnée, sans festons avec des changements d'état,
- la morphologie est instable, variant avec V_c , avec d'importantes déformations plastiques (boudinage). La forme des copeaux obtenus est influencée par la vitesse de coupe, en dessous d'une valeur de 25 m/min, ils sont déchiquetés et tortillés, et ce indépendamment de l'avance (Fig. 4-37). La typologie de bavure générée est en corrélation à cette observation.

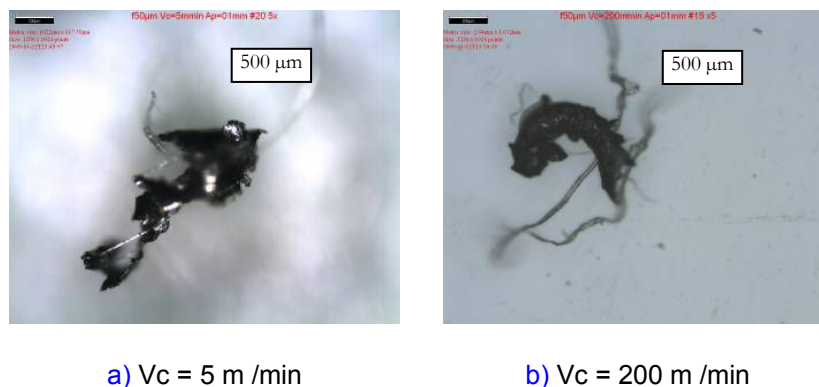


Fig. 4-37 Morphologie du copeau obtenu à A_p faible en fonction de V_c
(D3Z2, $F_z = 50 \text{ µm/dt/tr}$, $A_e = 1 \text{ mm}$, $A_p = 0.1 \text{ mm}$, Image optique x5)

La couleur des copeaux est grise tirant sur le gris foncé, rappelant la couleur de base du matériau : il n'y a peu ou pas d'oxydation. A noter que l'usinage se fait en immersion dans une baignoire d'huile de coupe. Pour la même matière usinée (nuance HM), les copeaux sont mordorés avec un peu de bleu en tournage extérieur sans lubrifiant avec $V_c = 200$ m/min, et jaune foncé en fraisage macro avec une fraise tourteau et une lubrification abondante d'huile entière. Les volumes coupés avec une faible vitesse de coupe ne doivent pas produire suffisamment de chaleur.

Sur la face libre, des plans de glissements très rapprochés ($1 \mu\text{m}$ env.) (Fig. 4-38), dont l'origine est à relier à un effet d'échelle du matériau et de ses hétérogénéités. Sur la Fig. 4-39, ces distances inter stries augmentent avec l'avance, et à partir d'une avance élevée ($100 \mu\text{m}/\text{dt}$ /tr), ces stries sont gonflées. A fortes avances, les copeaux sont boudinés, l'épaisseur augmente mais pas leur longueur.

Pour de très faibles avances, le copeau est instable et discontinu, formant des aiguilles, la coupe devenant fortement négative et l'épaisseur coupée critique $H_c < H_{\min}$.

Fig. 4-38 Feston sur la face libre (reconstruction 3D à partir d'images MEB, logiciel MEX)
(Nuance ESR, D3Z2, $V_c = 25$ m /min, $F_z = 67 \mu\text{m} / \text{dt} / \text{tr}$, $A_e = 0.5$ mm, $A_p = 1$ mm)

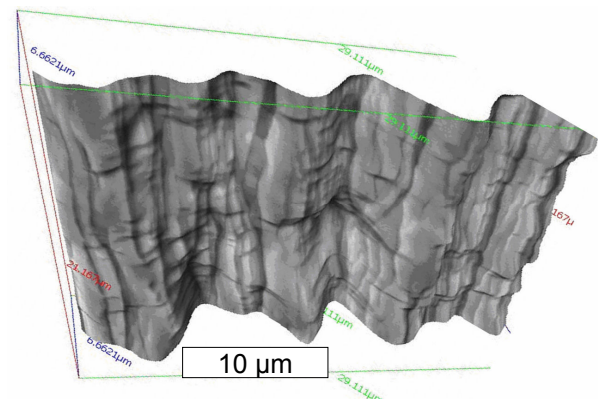



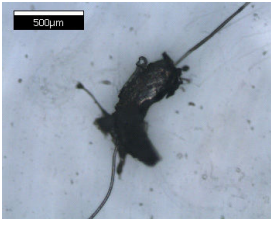

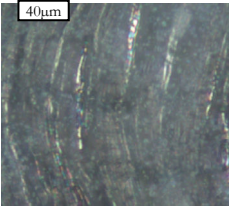
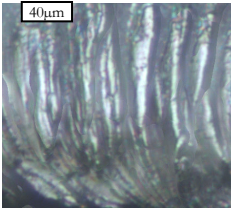
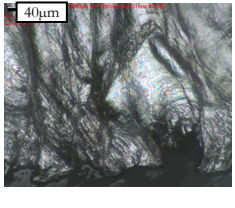
Image optique x5			
Dimensions mesurées Longueur x largeur	515 x 124 μm	996 x 235 μm	1134 x 228 μm
Dimensions théoriques Longueur x largeur	2350 x 100 μm		
Image optique x25			
Distance inter strie	Entre 1 et 5 μm	5 μm	30 μm
Epaisseur $H_{c_{\max}}$	2.5 μm	50 μm	300 μm

Fig. 4-39 Copeaux obtenus avec A_p faible (D3Z2, $V_c = 120$ m /min, $A_p = 0.1$ mm, $A_e = 1.5$ mm)

4.6.3. Micrographies

Les copeaux sont orientés avant enrobage afin de pouvoir obtenir des micrographies suivant les 3 directions (Fig. 4-40). Il est difficile d'orienter précisément le copeau (manipulation fine et absence de repère autre que les marques sur le copeau). Toute la phase de récupération et préparation du copeau peut modifier sa morphologie, car il est fragile et déformable.

L'enrobage (cf. §3) est constitué de colle cyanolate et de plexiglass®. Après polissage (Al_2O_3), une attaque chimique (réactif de Marbles) permet de révéler la microstructure (Fig. 4-41).

La coupe C-C n'est pas possible, le copeau s'arrache au polissage, seul les observations externes au microscope sur les face (1) et face (3) sont retenues.

La coupe A-A permet de mesurer une hauteur (env. $1100\ \mu m$) proche de celle de A_p (1 mm).

Avec la coupe B-B, il est possible de mesurer l'épaisseur du copeau déformé, mais le résultat dépend du point de mesure (forme de virgule) et des festons. Il est envisageable de retenir comme épaisseur de copeau déformée, l'épaisseur maximale mesurée.

Pour les 4 hauteurs coupées, les sections de copeau montrent la matière complètement déformée. Il n'existe à priori pas de bandes de cisaillement adiabatique. L'épaisseur coupée est bien inférieure à la taille de grain. Pour l'épaisseur $H_{max} = 1\ \mu m$, sur les 3 coupes, c'est comme si la matière était devenue homogène et d'épaisseur constante, sans festons, seulement avec des oscillations sur la face libre. Cela corrèle le niveau W_c élevé pour de faible avance : le copeau est complètement plastifié.

Pour $H_{max} = 15, 50$ ou $100\ \mu m$, les festons sont visibles. Après attaque chimique, il apparaît à la base de chaque feston des bandes très déformées qui finissent toutes tangentes à l'interface de la face de coupe de l'outil (ZCS) (Fig. 4-42) montrant l'influence du frottement sur la face de coupe de l'outil.

Il est difficile de mettre des paramètres de caractérisations sur les images de micrographie. La longueur n'est pas une caractéristique fiable, la hauteur de feston est indicative. Seule l'épaisseur, à condition de définir sa mesurande, peut être utilisée pour caractériser le copeau (Tab. 4-7).

Les taux de compressions des (micro) copeaux sont importants. Il faudrait pouvoir les comparer les résultats avec ceux obtenus en fraisage macro (taux de compression, micrographie) pour mettre en évidence l'effet de la coupe négative.

La différence est significative entre 250 et 25 m /min : pour une H_c faible, les festons se forment ; pour H_c fort les festons disparaissent dans un copeau massif quasi rectiligne sans amincissement (pas de forme en virgule).

H_{\max} en μm	V_c m / min	1	15	50	100
Hauteur de feston μm	25	2	12	-	25
Longueur (coupe B-B) μm		278	> 370	-	1104
Epaisseur max (coupe B-B) μm		26	38	-	150
Hauteur de feston μm	250	X	17	12	40
Longueur (coupe B-B)		153	523	650	630
Epaisseur max (coupe B-B)		5	60	120	267

Tab. 4-7 Caractérisation des copeaux (nuance HM, fraise D3Z2 $A_e = 0.5$ mm, $A_p = 1$ mm)

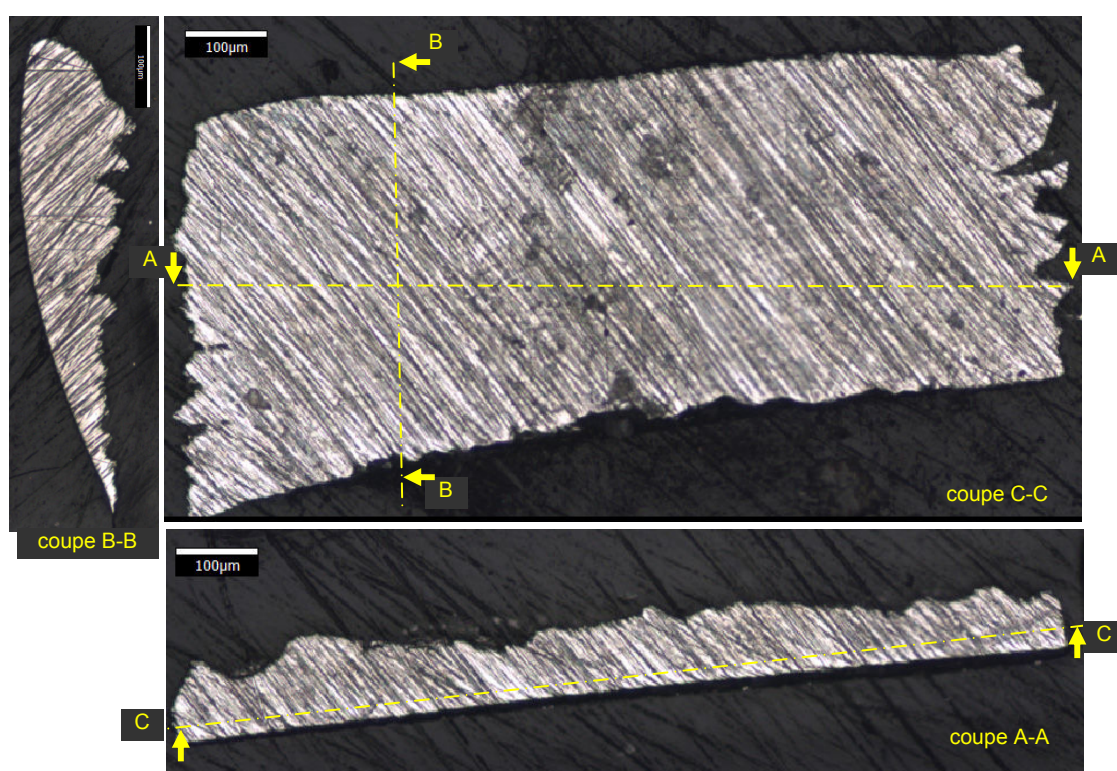


Fig. 4-40 Copeau après enrobage et polissage :

a) mis à plat b) coupe en long c) coupe en travers

(obtenu avec D3Z2, nuance ESR, $V_c = 250$ m / min, $H_c = 100$ μm , $A_e = 0.5$ mm, $A_p = 1$ mm)

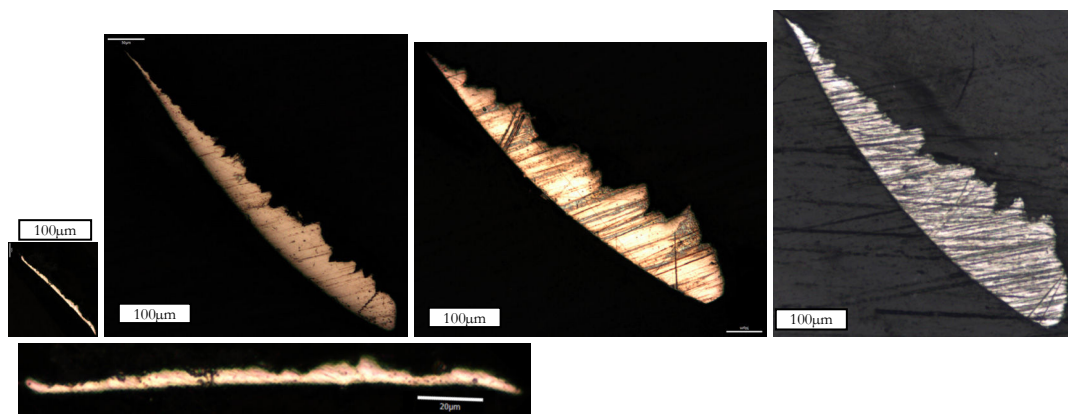


Fig. 4-41 Copeau en coupe transverse pour les 4 valeurs de H_c

a1) et a2) 1 μm , b) 15 μm , c) 50 μm et d) 100 μm

(fraise D3Z2, nuance ESR, $V_c = 250 \text{ m/min}$, $A_e = 0.5 \text{ mm}$, $A_p = 1 \text{ mm}$)

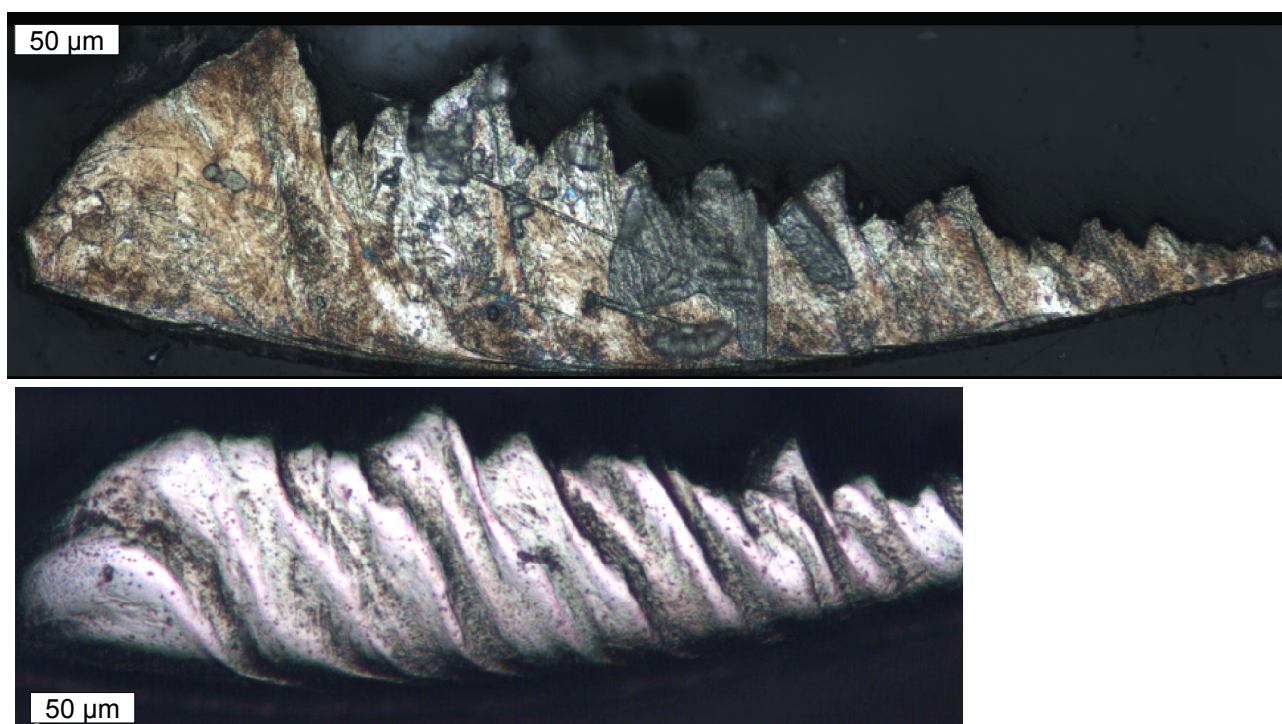


Fig. 4-42 Micrographie transversale (coupe B-B) du copeau avec attaque chimique

a) 3 secondes, b) 15 secondes

(fraise D3Z2, nuance ESR, $V_c = 250 \text{ m/min}$, $F_z = 67 \mu\text{m/dt/tr}$, $A_e = 0.5 \text{ mm}$, $A_p = 1 \text{ mm}$)

4.7. Comportement dynamique des micro-fraises

4.7.1. Modélisation effort de coupe

Le logiciel CAM permet de simuler l'effort de coupe F_X et F_Y instantané pour une fraise D3Z2 de caractéristiques géométriques identiques à la fraise D3Z2 de l'étude ($\lambda_s = 30^\circ$, $\gamma = 10^\circ$), réalisant la même opération mais pour un matériau différent. Le paramétrage du logiciel CAM se limite actuellement au fraisage de l'acier X28CrMoV5, avec une fraise en carbure P(iso) à arête vive revêtue monocouche en TiAlN. Les autres paramètres sont libres. Le pas de calcul est de $0,5^\circ$ soit 720 points par tour de fraise.

Avec la nuance HM et la fraise D3Z2, les efforts sont enregistrés (Fig. 4-43-a), puis, pour 5 tours consécutifs sont superposés et comparés aux efforts simulés obtenus avec le logiciel CAM (Fig. 4-43-b).

Bien que les matériaux coupés soient différents, les profils d'efforts se corrélaient. Le mal rond n'étant pas simulé, les résultats obtenus avec la dent n°1 et la dent n°2 sont identiques par simulation alors qu'ils diffèrent en expérimental (en amplitude lié à MR et en retard lié au déphasage φ). Un rebond est identifiable sur les profils d'efforts lors de la sortie de dent, légèrement différent entre la dent n°1 et la dent n°2, et plus accentué pour F_X que pour F_Y . Cela est certainement lié à la réponse dynamique de la platine.

Une première approche via le logiciel CAM peut être utilisée pour simuler les efforts de coupe. Cependant, un dysfonctionnement du résultat simulé est observable lors de la sortie de la dent (profil simulé crénelé), qui s'accroît lorsque la coupe en micro-fraisage est simulée (Fig. 4-44). Pour obtenir des évolutions temporelles lissées des efforts de coupe, la démarche proposée est :

- 1) calculer la valeur de A_p pour d'un segment d'arête, en fonction de l'angle d'hélice et du diamètre de l'outil et du plus petit pas angulaire de calcul ($0,5^\circ$),
- 2) paramétrer le logiciel CAM avec cette valeur de A_p ,
- 3) récupérer l'évolution temporelle F_X et F_Y pour le segment d'arête et pour un tour d'outil,
- 4) sommer ces données en décalant temporellement le point de départ d'une valeur égale au pas angulaire choisi.

Pour un pas angulaire de $0,5^\circ$, l'application numérique est : $A_{p_\mu} = \frac{\pi \cdot D}{720} / \tan(\lambda_s) = 3,77 \mu\text{m}$. Avec

cette valeur de A_p , le logiciel CAM donne un résultat stable, en le sommant 132 fois ($A_p = 500 \mu\text{m}$) et en décalant l'origine d'un pas à chaque fois, le résultat obtenu globalement est lissé (Fig. 4-45). Chronologiquement, seul l'essai en D3 était alors stabilisé. Pour une fraise de D0.5mm, la même démarche est à reconduire afin d'éventuellement recalculer les coefficients de la loi de coupe utilisés par le

logiciel CAM. Les résultats disponibles avec le logiciel CAM pour la fraise D0.5Z2 permettent d'alimenter, dans un modèle EF, la charge appliquée sur l'outil.

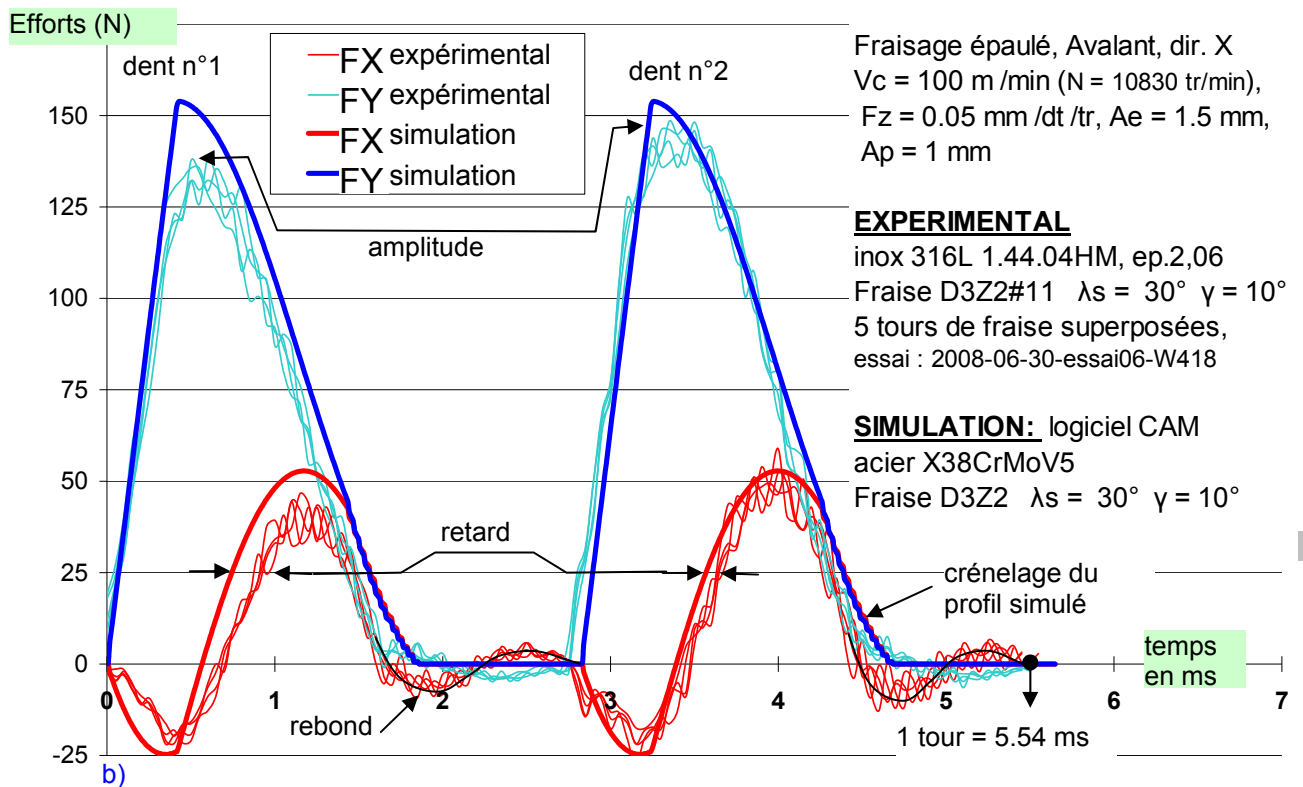
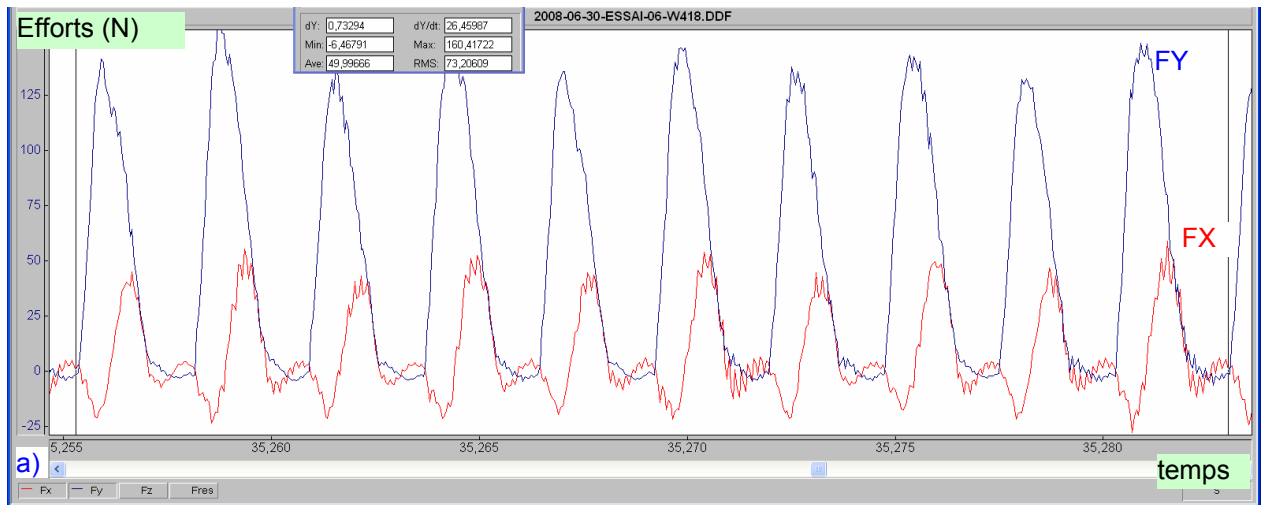


Fig. 4-43 Efforts de coupe FX et FY pour la fraise D3Z2 ($\lambda_s = 30^\circ$, $\gamma = 10^\circ$),

a) expérimentaux D3Z2 #11 pour acier 316L nuance HM, b) expérimentaux et simulés pour acier X38CrMoV5, fraise D3Z2 ($V_c = 100$ m/min, $F_z = 50$ μ m /dt /tr, $A_e = D/2 = 1.5$ mm, $A_p = 1$ mm)

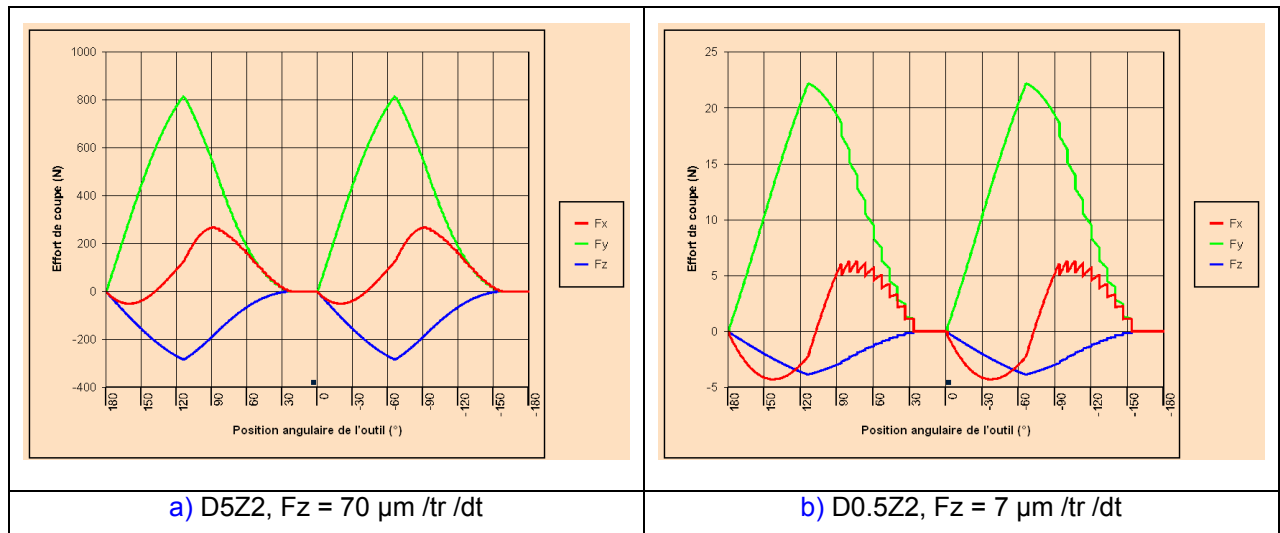


Fig. 4-44 Résultats du logiciel CAM à paramètre D constant

($V_c = 56 \text{ m/min}$, $F_z = D / 7143 \text{ mm/dt}$, $A_c = D/2$, $A_p = D$)

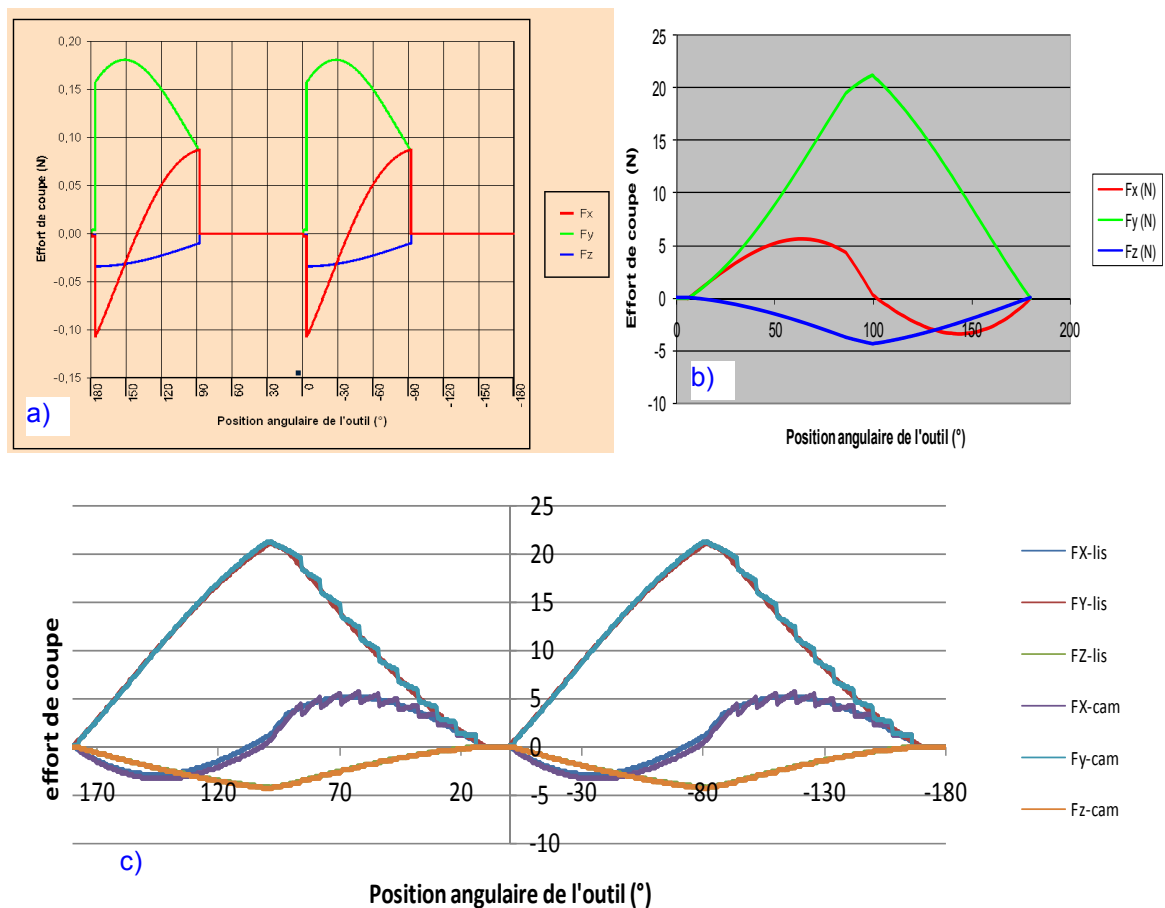


Fig. 4-45 Résultats simulés avec le logiciel CAM pour la fraise D0.5Z2 :

- a) pour un angle de dent en prise de 0.5° soit $A_{p_\mu} = 3.778 \mu\text{m}$, b) pour $A_p = 132 * A_{p_\mu} = 0.498 \text{ mm}$,
c) comparaison entre les résultats de simulation directe (F*-cam et par discrétisation (F*-lis)

4.7.2. Simulation par MEF du comportement sous charge d'une micro-fraise D0.5Z2

Les objectifs de disposer d'un modèle de simulation de la micro-fraise D0.5Z2 par la MEF sont multiples :

- plusieurs scénarios pour une même géométrie outil (maillage donné) :
par exemple : meilleure compréhension de l'interaction procédé – processus sur l'outil,
- de comparer les réponses entre plusieurs géométries de micro fraises :
par exemple : optimisation de géométrie d'outil.

Le scénario de simulation adapté permet de répondre aux questions en suspend :

- quelles contraintes sont induites dans la micro fraise du fait de sa haute fréquence de rotation,
- quel est le comportement de la fraise lors de la mise en rotation de celle-ci (de 0 à 36 000 tr/min),
- le mal rond une influence-t-il le comportement dynamique de l'outil ,
- est ce que la fraise fléchit sous l'action des efforts de coupe ?
- quel niveau de contrainte subit la micro fraise ?
- comment connaître l'influence de la charge/décharge de l'outil en grande dynamique (solicitation en fatigue à 36 000 tr/min) ?
- quelles géométries optimisent l'outil ? (à définir : critère, contraintes, paramètres)

La démarche envisagée (Ansys11.0, LS-DYNA et LS-prépost) comporte de nombreuses difficultés qui n'ont pas permis d'obtenir les résultats attendus. Elles sont principalement liées au maillage de la géométrie de l'outil et de la modélisation des actions aux limites. Voici quelques difficultés rencontrées :

- la géométrie CAO est mal fermée (Fig. 4-46-a),
- le choix du ou des nœuds de chargement des efforts (Fig. 4-46-b),
- la traduction de la notion de liaison pivot rigide de la broche, interfacée avec la micro-fraise décrite en éléments solide est astucieuse (renuméroter manuellement les numéros des nœuds pour qu'ils soient identiques entre les éléments),
- seule la vitesse initiale (36 000 tr/min) est imposable, sans possibilité d'imposer une vitesse de rotation entretenue (à l'élément rigide),
- le temps de simulation, qui est env. 20h (en 2009) sur un processeur 8 cœurs pour 1/2 tour (symétrie de l'outil) (Fig. 4-46-c).

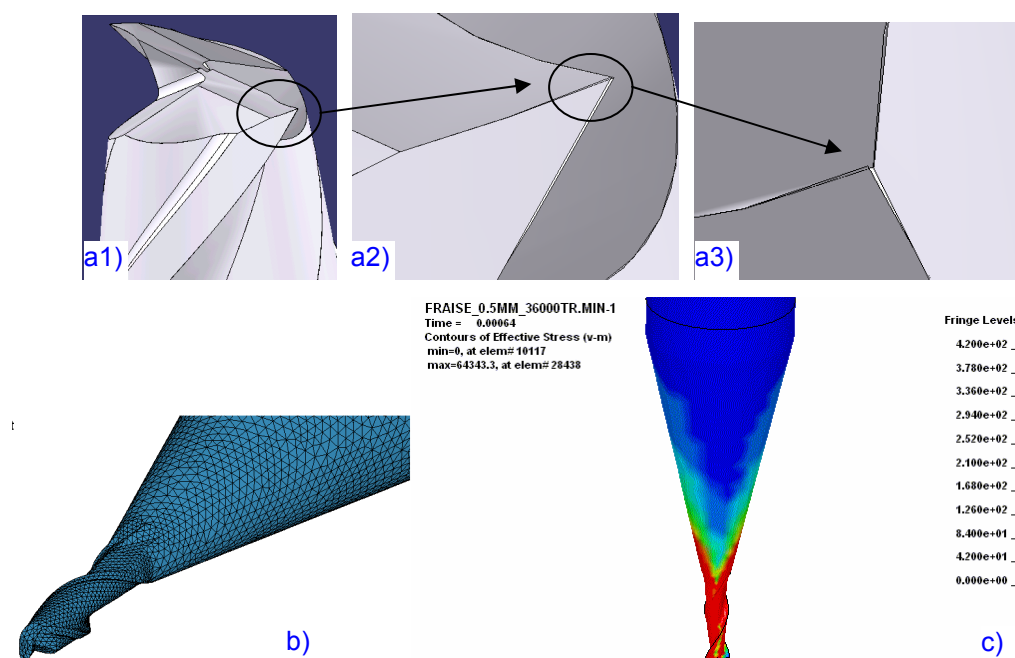


Fig. 4-46 Géométrie CAO discontinue sur bec outil (CAO issue de l'export FAO L.BELET SA) et modélisation MEF de la fraise D0.5Z2 : b) maillage, c) exemple de visualisation

Le comportement simulé de la micro-fraise est comparable à celui d'une toupie, qui une fois lancée, n'entretien pas sa vitesse et à son axe qui se déplace. Les résultats ne paraissent pas exploitables. Une mise au point est nécessaire et est envisagée en prolongement de l'étude.

Des démarches complémentaires sont engagées pour obtenir la FRF de la micro-fraise en étudiant l'influence de sa sortie sous broche pour une distance broche – début de collet de 0, 5 et 10 mm avec le logiciel NASTRAN.

4.7.3. Observations par caméra ultra-rapide

L'observation de la fraise en usinage par caméra ultra rapide impose des contraintes techniques :

- nécessité d'un éclairage extrêmement puissant et localisé sur l'outil en travail, induisant des contraintes supplémentaires (concentrer et amener la lumière au point voulu, gérer les reflets, l'échauffement lié à la source lumineuse, ...) (Fig. 4-47-f),
- accès rapproché de l'objectif de la caméra fixe sur l'outil (architecture carter machine, cinématique machine, ...) (Fig. 4-47-d),
- usinage sans lubrifiant.

Il faut également un grand débit d'acquisition des images numériques avec un temps de post traitement élevé (plusieurs minutes après chaque séquence courte) et un espace de stockage important. Les fichiers sont difficilement manipulables. Une solution rapide est de filmer avec une caméra normale la visualisation obtenue par caméra rapide (Fig. 4-47-e).

Plusieurs séquences sont réalisées en filmant à 4 000 images /s l'usinage de la brique de Lego® à l'échelle 1/10 en laiton (Fig. 4-47 a, b, c), et le rainurage pleine matière d'acier 316L HM avec la fraise D0.5Z2 (L.BELET SA) (Fig. 4-48-b) et une autre de la concurrence (Hitachi) (Fig. 4-48-a).

La Fig. 4-48 c et d présente la fraise D0.5Z2 avant et après l'essai.

La rupture des 2 dents est identifiables sur la vidéo (trajectoires des copeaux de tungstène différentes de celle des copeaux d'acier 316L plus légers) et se produit peu après l'engagement de l'outil, d'abord la 1^{ère} dent puis 3 tours après, c'est la 2^{ème} dent qui se casse. Les 2 becs outils sont rompus au niveau de l'âme de l'outil.

Pour la fraise D0.5Z2 de la concurrence, la fraise casse également mais d'une façon différente, après engagement complet de son diamètre, elle se rompt brutalement (après 43 tours) sous le collet. C'est l'ensemble de la partie taillée coupante qui casse (Fig. 4-48-a3).

Plusieurs analyses, fortement enrichissantes, sont exploitables :

- le mal rond est nettement visible (la broche n'ayant pas encore été révisée),
- la formation du copeau est irrégulière d'une dent à l'autre,
- la trajectoire du copeau est caractérisable en direction et en vitesse (il faudrait une 2^{nde} caméra pour trianguler les trajectoires),
- le dégagement du copeau est variable en fonction du taillage de la fraise (gouge, hélice),
- certains copeaux adhèrent à la dent et sont « recyclés » dans la zone de coupe.

De nombreuses perspectives d'étude sont envisageables, en particulier l'observation dynamique de l'outil en bout et sa corrélation à la mesure des efforts et aux phénomènes de refus de coupe.

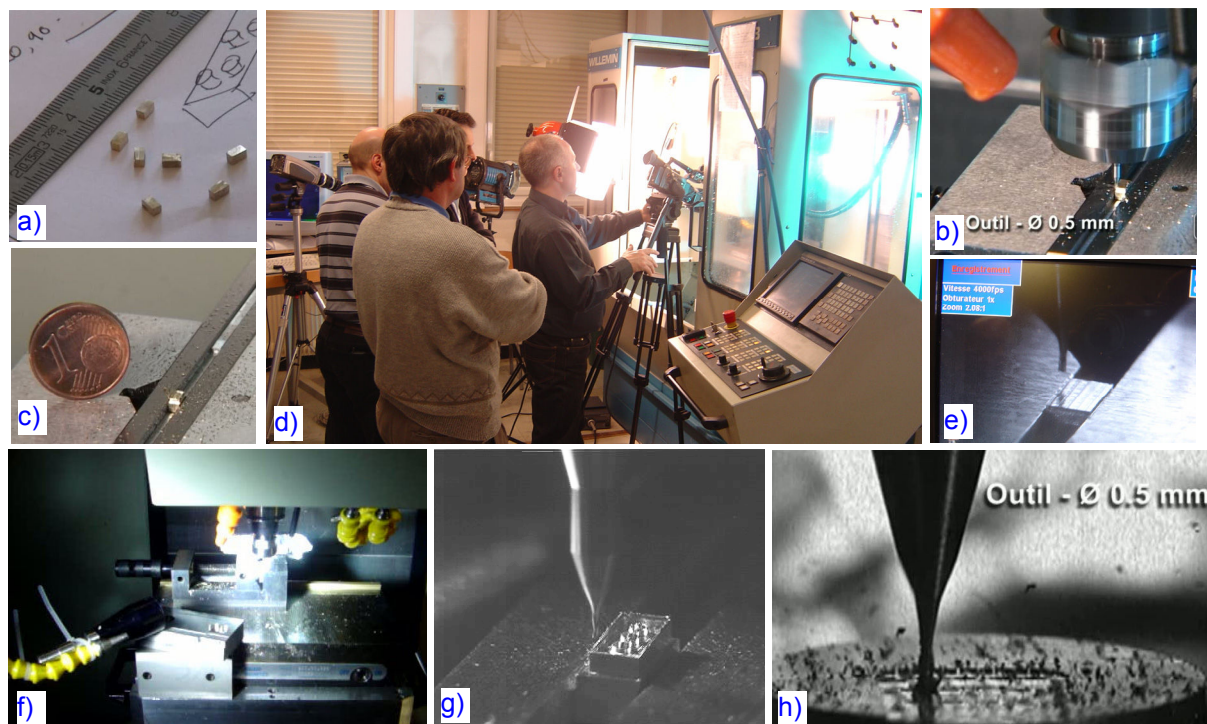


Fig. 4-47 Observation par caméra ultra rapide (4 000 images /s) : a) pièce brute, b) usinage D0.5Z2, c) pièce usinée, d) prise de vue et e) moniteur de contrôle, f, g, h) usinage

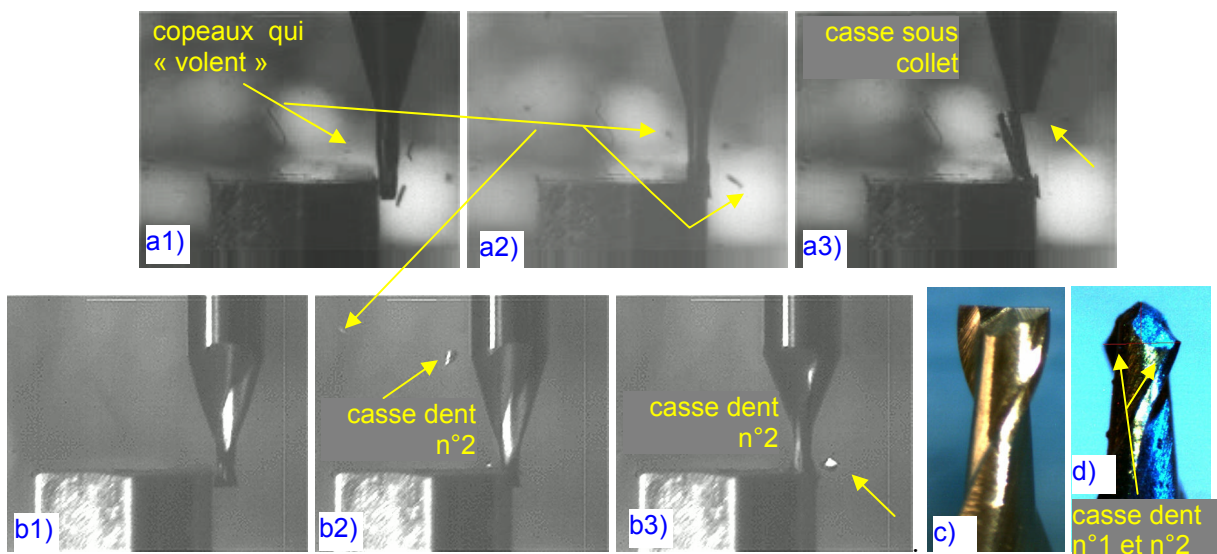


Fig. 4-48 Essai de rainurage à sec dans l'acier 316L nuance HM avec une fraise D0.5Z2
a) Hitachi, b), c), d) L.BELET SA : b2), b3) rupture de dents, outil c) avant et d) après.
(D0.5Z2, N = 36 000 tr /min, Vc = 56 m/min, Fz = 5 μ m /dt/tr, Ae = 0.5 mm, Ap = 0.5 mm)

4.8. Conclusions

Les résultats obtenus avec les deux types de fraises sont homogènes et se complètent :

- la vitesse de $V_c = 25 \text{ m/min}$ est une valeur critique,
- la valeur de H_{\min} est caractérisée proche de R_β , pour un ratio R_{H_{\min}/R_β} variant de 0.3 à 1.5,
- l'usure de l'outil augmente et atténue les variations de W_c mais ne modifie pas les points caractéristiques,
- la variation de W_c est sensible à l'épaisseur coupée,
- les valeurs de W_c pour la fraise D3Z2 avec A_p fort ($\approx 1 \text{ mm}$) prolongent les résultats obtenus avec la fraise D0.5Z2, ce qui n'est pas le cas si A_p faible ($\approx 0.1 \text{ mm}$), l'effet de la coupe en bout devenant certainement prédominante.

L'analyse des efforts de coupe permet une interprétation très riches qu'il est nécessaire de développer, en complément de l'estimation de W_c qui moyenne les phénomènes mis en jeu.

Cependant, la valeur de H_{\min} étant proportionnelle au rayon d'acuité d'arête, qui est plus petit pour la fraise D0.5Z2 que celui de la fraise D3Z2, il est normal que l'évolution de $W_{cD0.5Z2}$ se rapproche plus de l'ordonnée à l'origine que pour celle de W_{cD3Z2} . Les courbes sont à tracer, non pas en fonction de F_z , mais plutôt du ratio caractéristique H_c / R_β . Avec cette échelle, les résultats entre la fraise D0.5Z2 et la D3Z2 comparés en utilisant le ratio H_c/R_β (Fig. 4-49) sont bien similaires.

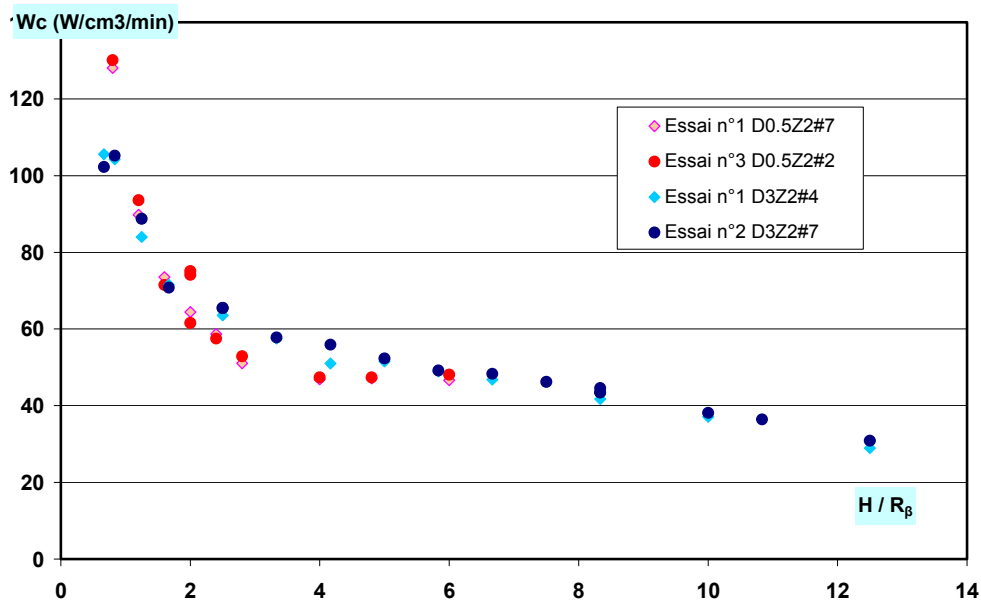


Fig. 4-49 COM en H pour D3Z2 et D0.5Z2 en fonction du ratio caractéristique R_{H/R_β}

L'emploi de la fraise D3Z2 offre plusieurs avantages :

- l'outil est robuste, son moment quadratique élevé, sa déviation/flexion est négligeable dans les essais,
- la plage de vitesse de coupe balayée est de 0 à 350 m/min en exploitant la gamme complète de la fréquence de la broche Hauser (0 à 36 000 tr/min). Avec la même broche pour la fraise D0.5 elle se limite à 56 m/min. L'utilisation de la broche 160 000 tr/min permet d'arriver à 250 m/min mais la FPD atteint alors 5 400 Hz et la distorsion du signal est trop importante.
- l'outil supporte un engagement axial A_p élevé (1 mm) qui permet d'augmenter l'intensité des efforts mesurés et le ratio signal / bruit, la longueur de l'arête de coupe observée.

L'influence du mal rond initial et de son évolution lors de l'utilisation de l'outil (taux de mal rond) est significative et représente une part importante de la problématique du micro-fraisage.

Le choix de la fraise D3Z2 permet des niveaux d'efforts significatifs avec une bande passante compatible avec la platine dynamométrique. Son utilisation est possible dans des conditions d'usinage similaires à celles de la fraise D0.5Z2 en respectant les ratios caractéristiques de la coupe micro. Cette approche est appelée « semi-micro » (et aussi parfois « demi-micro ») dans l'étude. Cette démarche est également utilisée par plusieurs auteurs pour expérimenter les effets d'échelle. Le choix de la valeur de 4 pour le ratio caractéristique $R_{H/R\beta}$ permet d'éviter les effets d'échelle.

Les très nombreux essais d'usinage réalisés dans ce paragraphe ont permis d'acquérir un niveau de maîtrise expérimentale définie comme un des objectifs de l'étude et de mettre au point les différents protocoles énoncés au §3. Les caractérisations établies permettent d'envisager un essai de coupe longue durée afin d'étudier l'endommagement de l'outil dans le § 5.

Références

ALBRECHT, A., S. S. PARK, ET AL. (2005). "HIGH FREQUENCY BANDWIDTH CUTTING FORCE MEASUREMENT IN MILLING USING CAPACITANCE DISPLACEMENT SENSORS." INTERNATIONAL JOURNAL OF MACHINE TOOLS AND MANUFACTURE **45**(9): 993-1008.

ALTINTAS, Y. AND S. S. PARK (2004). "DYNAMIC COMPENSATION OF SPINDLE-INTEGRATED FORCE SENSORS." CIRP ANNALS - MANUFACTURING TECHNOLOGY **53**(1): 305-308.

FROMENTIN, G. (2004). ETUDE MECANIQUE ET TECHNOLOGIQUE DU TARAUDAGE PAR DEFORMATION : APPLICATION AUX ACIERS PRETRAITES., ARTS & METIERS PARITECH.

MALEKIAN, M., S. S. PARK, ET AL. (2009). "MODELING OF DYNAMIC MICRO-MILLING CUTTING FORCES." INTERNATIONAL JOURNAL OF MACHINE TOOLS AND MANUFACTURE **49**(7-8): 586-598.

MALEKIAN, M., S. S. PARK, ET AL. (2009). "TOOL WEAR MONITORING OF MICRO-MILLING OPERATIONS." JOURNAL OF MATERIALS PROCESSING TECHNOLOGY **209**(10): 4903-4914.

PARK, S. S. AND M. MALEKIAN (2009). "MECHANISTIC MODELING AND ACCURATE MEASUREMENT OF MICRO END MILLING FORCES." CIRP ANNALS - MANUFACTURING TECHNOLOGY **58**(1): 49-52.

CHAPITRE 5

ESSAIS D'USINABILITE

ENDOMMAGEMENT DE L'OUTIL ET
INFLUENCE DE LA NUANCE DE 316L

5. ESSAIS D'USINABILITE : ENDOMMAGEMENT DE L'OUTIL ET INFLUENCE DE LA NUANCE DE 316L - 245 -

5.1. INTRODUCTION	245 -
5.2. ENDOMMAGEMENT DE L'OUTIL.....	246 -
5.2.1. <i>Plan d'essais avec la fraise D3Z2 (acier 316L nuance HM)</i>	247 -
5.2.1.1. Préparatifs environnementaux	247 -
5.2.1.2. Protocole expérimental	249 -
5.2.1.3. Paramètres des essais	250 -
5.2.1.4. Plan d'essais.....	252 -
5.2.2. <i>Analyse des résultats</i>	253 -
5.2.2.1. Variabilités et incertitudes.....	254 -
5.2.2.2. Début d'utilisation de l'outil neuf.....	259 -
5.2.2.3. Efforts de coupe et endommagement de l'outil	260 -
5.2.2.4. Entrée / Sortie d'outil	265 -
5.2.2.5. Géométries de l'outil	269 -
5.2.2.6. Mal rond induit et endommagement.....	271 -
5.2.2.7. Usure en dépouille	273 -
5.2.2.8. Usure en entaille	274 -
5.2.2.9. Copeau adhérent	274 -
5.2.2.10. Adaptations de l'arête de coupe.....	275 -
5.2.2.11. Conclusion sur la géométrie outil.....	275 -
5.2.2.12. Suivi dynamique en usinage.....	276 -
5.2.2.13. Etat de surface	279 -
5.2.3. <i>Fraise D0.5Z2</i>	279 -
5.2.4. <i>Conclusion</i>	288 -
5.3. INFLUENCE DE LA POPULATION INCLUSIONNAIRE	289 -
5.3.1. <i>Acier 316L nuance HM</i>	289 -
5.3.2. <i>Acier 316L nuances ICH et ESR</i>	292 -
5.3.3. <i>Plan d'essais</i>	293 -
5.3.4. <i>Analyse des résultats</i>	294 -
5.3.4.1. Energie spécifique de coupe W_c	294 -
5.3.4.2. Morphologies des copeaux	295 -
5.3.4.3. Effort de coupe $F_{res_{moy}}$	296
5.3.4.4. Endommagement en bout d'outil.....	297
5.3.5. <i>Conclusions</i>	298
5.4. CONCLUSION	298

5. Essais d'usinabilité : endommagement de l'outil et influence de la nuance de 316L

5.1. Introduction

Ce chapitre a comme premier objectif l'étude de l'endommagement des outils en coupe micro et semi-micro dans l'acier 316L. Il traite ensuite de l'influence de la population inclusionnaire sur l'usinabilité. Les conclusions de ce chapitre seront exploitées au chapitre suivant pour optimiser la tenue des outils en service.

Les fraises D3Z2 et D0.5Z2 (cylindriques droites en carbure de tungstène non revêtues) sont utilisées. Les endommagements de l'outil D3Z2 puis de l'outil D0.5Z2 sont observés et analysés lors d'un essai d'usure de type longue durée dans l'acier 316L nuance HM. La dernière partie compare l'endommagement de l'outil D3Z2 dans les 3 nuances d'acier 316L (HM, ICH, ESR) en coupe semi-micro.

Dans cette démarche, le premier objectif consiste à définir un essai d'usinage de longue durée en coupe micro (ou semi-micro) de l'acier 316L. Le protocole expérimental retenu est détaillé. Les dépendances au processus industriel utilisé dans l'essai sont commentées. L'essai réalisé est stable, répétitif, représentatif et suffisamment discriminant. Il permet d'évaluer correctement l'évolution de l'endommagement de l'outil.

Le deuxième objectif est de tenter d'expliquer comment se produit l'endommagement de l'outil en coupe micro (ou semi-micro) dans l'acier 316L. Les géométries de coupe observées sont comparées aux mesures des efforts.

Le troisième objectif est de savoir s'il y a un bénéfice à usiner à l'échelle micro des nuances réputées (à l'échelle macro) à usinabilité améliorée. Un essai d'usure en coupe semi-micro compare l'endommagement de la fraise D3Z2 pour les 3 nuances d'acier 316L.

Les sources d'information utilisées pour les analyses sont « dynamiques » et « statiques » :

- pour la partie « dynamique » :
 - la mesure des efforts de coupe instantanés avec table dynamométrique, amplificateur, carte d'acquisition et logiciel de traitement du signal,
 - la mesure accélérométrique sur le fourreau de la broche avec accéléromètre(s) et logiciel de traitement (dans plan X-Y machine),

- pour la partie « statique » :
 - la caractérisation des géométries de coupe sur l'outil neuf avec microscope optique à focalisation variable (Alicona),
 - l'observation des géométries de coupe en cours d'essais (interruption de l'essai) avec deux trinoculaires, un centreur (vue en bout), un axe rotatif (vue latérale dents n°1 et n°2) et deux caméras CCD (résolution 1280x1024 pixels et grossissement x40 maxi),
 - l'observation optique (en 3D) des états de surface usinée avec microscope optique à focalisation variable (Alicona),
 - l'observation morphologique des copeaux avec un MEB à divers taux de grossissement et des analyses EDS,
 - l'observation des copeaux en coupe micrographique dans 2 plans orthogonaux // A_p et $\perp A_p$.

5.2. Endommagement de l'outil

L'objectif est de définir, sur une machine industrielle, un essai stable, de longue durée qui permet un suivi de l'endommagement de l'outil en coupe micro et semi-micro. A cette échelle, les paramètres définissant l'usinage sont sensibles à l'environnement. Ils sont du même ordre de grandeur que les paramètres environnementaux, considérés comme perturbateurs (voir chapitres précédents). C'est aussi une conséquence du choix de la machine industrielle au lieu d'un équipement de laboratoire.

Pour étudier l'endommagement de l'outil, le premier objectif est d'établir un protocole d'essai afin d'obtenir des résultats comparables. Il doit permettre de maîtriser ces paramètres environnementaux, particulièrement A_p , sur une longue période, en particulier :

- le changement de phase pour une nouvelle éprouvette, ou changement de sous-phase pièce pour un changement d'altitude de travail sur une même éprouvette,
- le changement de sous-phase outil : montage/démontage de l'outil avec le porte outil.

Le second objectif est de valider le choix et le paramétrage de l'essai d'usure longue durée pour obtenir des résultats significatifs.

Plusieurs campagnes d'essais sont envisagées avec les outils D3Z2 et D0.5Z2 caractérisés précédemment à l'état neuf sous microscopie 3D. Les deux diamètres nominaux de fraise sont utilisés :

- fraise D3Z2 : utilisée pour l'essai d'usure en coupe semi-micro : permettant une mesure dynamique précise des efforts, une observation aisée de la géométrie de coupe avec les trinoculaires équipées de caméra CCD calibrées dans l'environnement proche de l'usinage,
- fraise D0.5Z2 : utilisée à titre comparatif pour observer les manifestations de l'endommagement d'une micro-fraise en conditions de coupe microscopique.

5.2.1. Plan d'essais avec la fraise D3Z2 (acier 316L nuance HM)

L'essai choisi est une répétition incrémentale (passe) d'une opération de fraisage épaulé dans l'acier 316L nuance HM. Un essai est composé de séries, chaque série regroupant 9 passes consécutives. Les paramètres d'usinage choisis et qui seront justifiés par la suite sont :

$V_c = 25$ m /min	$F_z = 67$ $\mu\text{m} / \text{dt} / \text{tr}$	$A_p = 1$ mm	$A_e = 0.5$ mm
----------------------	---	-----------------	-------------------

Les paramètres sont tous maintenus constants, seule la longueur de coupe de l'outil augmente. Les mesures associées à cet essai sont:

- l'enregistrement des efforts de coupe,
- l'observation régulière les géométries de coupe de l'outil,
- l'enregistrement des vibrations au droit de la broche.

5.2.1.1. Préparatifs environnementaux

Définition et positionnement de l'éprouvette :

L'essai est de longue durée. Le nombre de passes est conséquent. Le choix du format des éprouvettes macros (prisme de dimensions 38 x 16 x 6 mm) permet de maximiser le nombre de passes tout en limitant le nombre de phases et sous-phases pièces.

La mise en position est un appui plan directement sur la table du dynamomètre. Les autres degrés de liberté sont supprimés par adhérence. Le maintien en position, opposé à l'appui plan, est assuré par des vis ChC M3 vissées dans la table du dynamomètre avec un couple de serrage de 2.5 Nm (préconisation Kistler).

Le référentiel utilisé est le référentiel machine.

A chaque phase, l'éprouvette est positionnée au centre de la platine dynamométrique, et sa longueur est orientée parallèlement à l'axe Y_{machine} . Il n'y a pas de dégauchissage car elle est préparée in situ (pas d'erreurs de remise en position). L'origine pièce est définie sur le coin X-Y-par visée optique installée en broche (pas d'espace suffisant pour un pinulage). La définition de l'origine en Z est expliquée par la suite.

Le bridage amélioré de l'éprouvette (4 vis ChC M3 au lieu de 2 vis centrales) assure un meilleur contact étendu sur toute sa surface d'appui. Le risque de déformation de l'éprouvette est réduit. Les efforts de coupe sont transmis « intégralement » à la platine dynamométrique. Le relatif éloignement des deux talons de fixation impose de conserver une épaisseur minimum (1 mm) au centre de l'éprouvette (rigidité). Le nombre d'altitudes de travail de la fraise est donc limité. La [Fig. 5-1](#) montre l'éprouvette à trois stades de son utilisation :

- a) préparation : la surface libre est surfacée puis rainurée vers le talon TY-,

- b) en cours d'essai : l'éprouvette est usinée en fraisage épaulé dans la direction d'avance X-. La progression entre chaque passe se fait suivant Y+,
- c) en fin d'essai : lorsque la passe risque d'usiner le talon TY+ l'essai est interrompu. L'éprouvette est alors soit changée, soit réutilisée si son épaisseur le permet (> 1 mm).

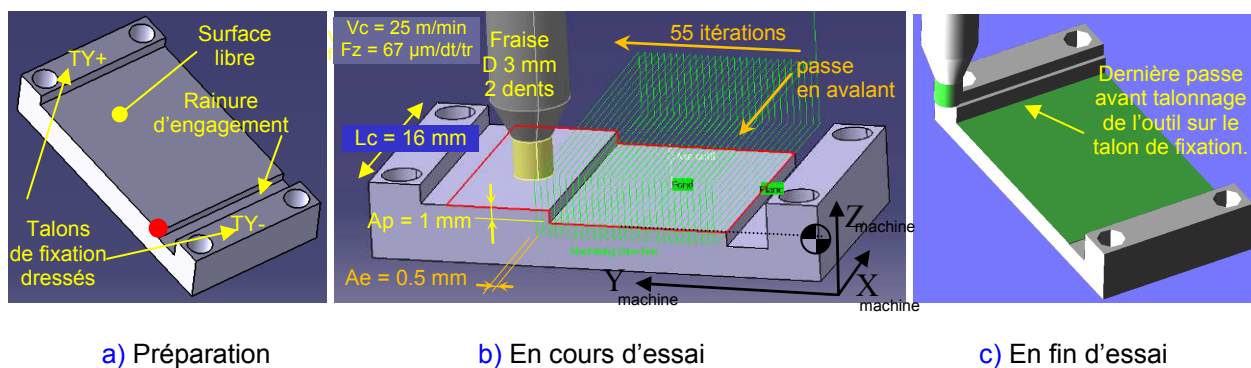


Fig. 5-1 Stratégie d'usinage utilisée pour l'essai d'usure et format des éprouvettes

Préparation de l'éprouvette

Une fraise D4Z3 est uniquement utilisée pour préparer l'éprouvette. Elle usine :

- la surface libre de l'éprouvette : surfacée intégralement (stratégie aller-retour) à $A_p = 0.1$ mm avec dressage des deux talons,
- la rainure de largeur 4 mm et de profondeur $A_{p_{\text{rainure}}} = A_{p_{\text{essai}}} + 0.1$ mm.

Les valeurs de 0.1 mm et 4 mm permettent d'engager l'outil d'essai D3Z2 uniquement en fraisage épaulé. La valeur de A_e de la 1^{ère} passe de l'essai est variable car obtenue entre 2 surfaces réalisées par 2 outils différents. Ce qui n'est pas le cas pour les autres passes, réalisées dans la même sous-phase outil. Cette 1^{ère} passe sera clairement identifiée dans la campagne d'essais. Afin de limiter la variabilité sur A_e , des précautions sont prises (réglage). Le bord de la rainure (point rouge Fig. 5-1-a) est repérée par sa coordonnée Y_{rainure} dans le repère pièce O_pXYZ . La coordonnée utilisée pour la 1^{ère} passe de l'outil D3Z2 dans l'éprouvette est alors $Y = Y_{\text{rainure}} + A_{e_{\text{essai}}}$.

Préparation de l'outil

Mal rond : L'outil d'essai est installé manuellement en broche. Le mal rond est vérifié avec un comparateur à levier par une séquence de déplacements automatique CN. L'orientation du porte outil en broche est optimisée (à quelques degrés près) pour réduire le mal rond puis est repéré par une marque sur l'extérieur du nez de broche et le porte outil.

Référence Z : Pour la définition de l'altitude Z, la méthode appelée « tangence en efforts » est utilisée. La mesure directe de l'altitude de travail, par l'outil d'essai en conditions opératoires définies par l'essai, garantit la plus grande précision (de l'ordre du micron).

La broche est mise en rotation à la fréquence de rotation choisie pour l'essai. La circulation du lubrifiant est activée celui-ci arrose l'éprouvette (équilibre thermique du dynamomètre). Une fois la stabilité thermique atteinte (broche, lubrifiant, dynamomètre), le processus de préparation peut continuer.

La fraise d'essai en rotation est placée au dessus de la surface libre de l'éprouvette. Le choix du point est arbitraire, la surface libre est conventionnellement plane et horizontale. Le déplacement sur l'axe Z est commandé par saut (mode Jog) de 1 μm . L'effort FZ est mesuré. L'altitude Z de référence est définie lorsqu'un pic d'effort FZ apparaît.

Référence Y : La fraise d'essai se positionne ensuite dans la rainure d'engagement à l'altitude $A_{p_{\text{essai}}}$. Le premier incrément est positionné en Y dans le repère OpXYZ pour obtenir la valeur de Ae du plan d'essais.

Programme CN

Le programme CN écrit pour l'essai est optimisé afin de réduire les erreurs de poursuite aussi bien statiques que dynamiques sur les différentes passes [Annexe A5-1].

5.2.1.2. Protocole expérimental

Afin de réduire le nombre de sous-phases outil, les observations sur l'outil sont effectuées seulement toutes les 9 passes. La série de 9 passes est alors automatisée. Une fois les préparatifs expérimentaux effectués, l'essai est réalisé suivant la séquence opératoire suivante :

1. le programme CN exécute une série de 9 passes consécutivement,
2. le programme CN pilote une sortie automate (M27/M28), qui déclenche le début et la fin d'enregistrement des efforts (trigger optocouplé avec la carte d'acquisition),
3. à chaque passe l'opérateur gère manuellement l'enregistrement ou non des signaux accélérométriques dans un fichier,
4. l'opérateur démonte / remonte l'outil toutes les 9 passes et l'observe sous 3 vues ^(*) qu'il sauvegarde sous le n° de la dernière passe,
5. l'opérateur remonte l'outil et qualifie son mal rond, en amplitude et en orientation ^(**),
6. l'opérateur stabilise le process (température broche, lubrifiant, dynamomètre),
7. l'opérateur édite et modifie le programme CN,
8. l'opérateur relance une série.

Le maintien actif des potentiomètres de contrôle (avance, broche) garantit une sécurité. L'opérateur peut à tout moment « stopper » le déplacement. Une rapide AMDEC permet d'identifier les étapes à forte criticité : étape 7 (erreur de saisie), étape 8 (potentiomètres de contrôle non initialisés : rotation faible et forte avance).

- (*) La fraise d'essai à 2 dents est à coupe au centre. En vue en bout, la « Grande Dent » ou « dent 1 » est celle qui apporte cette coupe au centre. L'autre dent est nommée « Petite Dent » ou « dent 2 ». Ces dénominations sont étendues à tous les outils à 2 dents avec coupe au centre.
- (*) Le repositionnement du cône HSK est le seul paramètre évolutif, au besoin, l'opérateur recommence le montage/démontage du porte outil dans la broche jusqu'à retrouver les paramètres du mal rond.

5.2.1.3. Paramètres des essais

Le domaine d'utilisation industriel de la micro-fraise impose un fraisage à basse vitesse de coupe, liée à la diminution du diamètre des outils et la limitation en fréquence des broches industrielles équipées d'un changeur d'outils automatique. Cette valeur de V_c est souvent inférieure à $V_{c_{min}}$ identifiée lors des essais COM. La valeur de la vitesse de coupe retenue pour les essais est $V_c = 25 \text{ m/min}$ ($< V_{c_{min}} \approx 50 \text{ m/min}$), soit $N = 2650 \text{ tr/min}$

Le chapitre précédemment a montré la validité de la démarche expérimentale « semi-micro ». Le fort ratio signal/bruit permet d'atteindre les objectifs de l'essai. L'outil de l'essai est donc la fraise D3Z2 utilisée en conditions semi-micro. La fraise D0.5Z2 est utilisée en condition micro. Le choix des conditions de coupe F_z , puis A_e et A_p sont détaillés ci-après. D'abord en fixant $H_{c_{max}}$ puis A_e , la valeur de F_z est calculée.

La valeur de l'acuité d'arête R_β de la fraise D3Z2 est utilisée pour définir l'avance à la dent F_z en fonction du ratio $R_{Hc/RB}$. La valeur choisie de $H_{c_{max}}$ doit être compatible avec le domaine de fonctionnement de l'outil ($H_{c_{max}} \geq H_{min}$) établi au chapitre précédent conformément à la démarche COM.

En prenant $H_{c_{max}} = H_{min}$, le ratio $R_{Hc/RB}$ est proche de 4. Les valeurs $H_{c_{max}}$ calculées sont :

- $H_{c_{max}} = 50 \mu\text{m}$ pour la fraise D3Z2 de $R_\beta = 11.5^{\pm 2} \mu\text{m}$
- $H_{c_{max}} = 11 \mu\text{m}$ pour la fraise D0.5Z2 de $R_\beta = 2^{\pm 0.6} \mu\text{m}$

L'épaisseur coupée est dans tous les cas inférieure à la taille de grain. En moyenne, le nombre de joints inter-granulaires appartenant à la section coupée devient unitaire.

Le choix de la valeur de A_p et A_e est un compromis entre le nombre de passe par éprouvette, les préconisations des fabricants d'outils, les intensités mesurées et la faisabilité de l'observation optique des outils. Le coefficient D (diamètre de l'outil) permet d'établir une règle de proportionnalité entre valeurs de A_e et A_p pour les outils D3Z2 et D0.5Z2.

Les valeurs recommandées en fraisage épaulé varient de 0.05 à 0.5*D pour A_e et de 0.1 à 1.5*D pour A_p . Pour la fraise D3Z2, avec $A_e = 0.5 \text{ mm}$, il est possible de faire 55 passes / éprouvette. Pour la fraise D0.5Z2, la valeur de A_e est 0.125 mm en respectant la règle de proportionnalité. La valeur de

l'avance est alors de $F_z = 67 \mu\text{m} / \text{dt} / \text{tr}$ pour la fraise D3Z2, et de $F_z = 12.5 \mu\text{m} / \text{dt} / \text{tr}$ pour la fraise D0.5Z2.

Pour le choix de la valeur de A_p , plusieurs critères sont à prendre en compte en fonction de :

- l'échelle visée :
 - en micro c'est la résistance de la fraise qui est privilégiée ($A_p < 0.1 \cdot D$),
 - en macro c'est la « conduite de la fraise » qui est recherchée (meilleure répartition temporelle des efforts en fonction du nombre de dents et de l'angle d'hélice),
- la taille de la fraise sollicitée:
 - A_p faible, la coupe en bout est privilégiée,
 - A_p fort, la coupe en roulant devient majoritaire
- facilité du suivi de l'endommagement outil. Pour un A_p faible c'est délicat (arêtes de coupe multiple, direction d'évaluation, usure du bec d'outil plutôt que d'une arête, ...), voire impossible lorsque le bec outil casse. Pour un A_p trop grand, cela n'apporte pas d'informations supplémentaires utiles à l'essai d'usure.

La fraise D3Z2 est de structure résistante, permettant un A_p grand. Le choix de $A_p = 1 \text{ mm}$ permet de concilier, a priori, l'obtention d'informations mesurables et de dissocier l'effet de l'usure sur l'arête de coupe latérale (longue portion d'arête usée en vue latérale de l'outil) de celle sur l'arête de coupe en bout et du bec (vue en bout de l'outil). Techniquement, le choix de $A_p = 1 \text{ mm}$ permet d'incrémenter 5 fois l'usinage de surface libre en Z par éprouvette. Pour la fraise D0.5Z2, la valeur de A_p est 0.167 mm en respectant la règle de proportionnalité ($A_p = D/3$).

Le [Tab. 5-1](#) synthétise les paramètres des essais.

Paramètres	Vc	$R_{Hc/RB}$	R_B	$H_{c \text{ max}}$	F_z	$A_p (D/3)$	$A_e (D/4 \text{ ou } D/6)$	T_g	$R_{Hc/Tg}$
Unités	m/min	-	μm	μm	$\mu\text{m}/\text{dent}$	mm	mm	μm	-
D0.5Z2	25	4.33	$2.5^{\pm 0.6}$	10.85	12.5	0.167	0.125	70	1 / 5
D3Z2		4.34	$11.5^{\pm 6}$	50	67	1	0.5		1 / 1.4

Tab. 5-1 Valeurs des paramètres de l'essai d'usure en fonction de l'outil

Cette condition de proportionnalité vis-à-vis du diamètre n'est pas vérifiée pour le ratio $R_{Hc/Tg}$ (nombre de grains coupés par une dent). La micro-fraise D0.5 coupe les grains d'acier 316L non pas en 2 comme la fraise D3, mais en 5. L'influence de la taille de grain de l'acier 316L sur la micro coupe pourrait faire l'objet d'expérimentations spécifiques en perspective de ces travaux.

5.2.1.4. Plan d'essais

Le plan d'essais planifie un total de 252 passes numérotées de 1 à 252, réalisées en 28 séries de 9 passes consécutives.

La partie supérieure du [Tab. 5-2](#) détaille les valeurs des paramètres géométriques et cinématiques d'usinage communes à tous les essais. La partie inférieure, présente les 6 phases chronologiques de l'essai. A une phase correspond une éprouvette usinée à une seule altitude d'usinage (z -1). Chaque éprouvette est conservée pour les observations ultérieures.

Une colonne correspond à une série, numérotée de 4B1 à 31B1. Les caractérisations dynamiques (efforts, signal accélérométrique) sont sauvegardées dans un fichier nommé par le numéro de la série.

A la fin de chaque série, les géométries d'outils (vue en bout, vue latérale dent 1, vue latérale dent 2) sont photographiées, et sauvegardées dans un fichier nommé « t_i » avec i = n° de la passe (historique de 3 x 28 = 84 images).

Le plan d'essais se déroule dans la même journée, sur le même lieu.

outil	D3Z2 #19									
H µm	50									
Fz mm/dt	0.067									
Vc m/min	25									
Ap mm	1									
Ae mm	0.5									
PHASE	10					PHASE	40			
N° ep. HM	HM#3.01z-1					N° ep. HM	HM#3.08z-1			
passe	1 à 9	10 à 18	19 à 27			passe	118 à 126	127 à 135	136 à 144	145 à 153
n° série	4B*1	5B*1	6B*1			n° série	17*B1	18*B1	19*B1	20*B1
n° IMAGE	#19-T01	#19-T02	#19-T03			n° IMAGE	#19-T14	#19-T15	#19-T16	#19-T17
outil (*)	t9	t18	t27			outil (*)	t126	t135	t144	t153
PHASE	20					PHASE	50			
N° ep. HM	HM#3.04z-1					N° ep. HM	HM#3.02z-1			
passe	28 à 36	37 à 45	46 à 54	55 à 63	64 à 72	passe	163 à 171	172 à 180	181 à 189	190 à 198
n° série	7B*1	8B*1	9B*1	10B*1	11B*1	n° série	22*B1	23*B1	24*B1	25*B1
n° IMAGE	#19-T04	#19-T05	#19-T06	#19-T07	#19-T08	n° IMAGE	#19-T19	#19-T20	#19-T21	#19-T22
outil (*)	t36	t45	t54	t63	t72	outil (*)	t171	t180	t189	t198
PHASE	30					PHASE	60			
N° ep. HM	HM#3.06z-1					N° ep. HM	HM#3.03z-1			
passe	73 à 81	82 à 90	91 à 99	100 à 108	109 à 117	passe	208 à 216	217 à 225	226 à 234	235 à 243
n° série	12B*1	13B*1	14*B1	15*B1	16*B1	n° série	27*B1	28*B1	29*B1	30*B1
n° IMAGE	#19-T09	#19-T10	#19-T11	#19-T12	#19-T13	n° IMAGE	#19-T24	#19-T25	#19-T26	#19-T27
outil (*)	t81	t90	t99	t108	t117	outil (*)	t216	t225	t234	t243
(*) TXX donne l'image à la passe XX*9										

Tab. 5-2 Plan d'essais de la fraise D3Z2 dans l'acier 316L HM

5.2.2. Analyse des résultats

A chaque passe, les efforts de coupe de l'outil dans le repère pièce (FX, FY, FZ) sont enregistrés simultanément à une fréquence de 20 kHz. L'effort résultant moyen F_{res_moy} est calculé (voir Fig. 5-12-b). La Fig. 5-2 présente l'évolution de F_{res_moy} en fonction du numéro de passe. La mesure dynamique de l'effort est estimée avec une incertitude absolue de ± 0.05 N. La fin du plan d'essais à la passe n° 253 est décidée car il n'y a pas d'évolutions significatives.

Deux bandeaux colorés complètent les informations :

- bandeau de couleur saumon : n° phase (n° d'éprouvette). Le changement d'éprouvette est identifié car la valeur de $F_{res_moy} = 0$,
- bandeau de couleur rouge : sous-phase outil. Un symbole « O » est placé à la passe correspondante du remontage de l'outil en broche.

Pourquoi utiliser F_{res_moy} et non W_c ?

A priori, la valeur de F_{res_moy} est suffisante pour représenter l'évolution des efforts de coupe en fonction du numéro de passe (temps de coupe). L'effort de coupe F_c est approximé par F_{res_moy} à partir de FX et FY. Pour l'essai, le débit copeau Q ainsi que la vitesse de coupe Vc sont par définition constants. La valeur de l'énergie spécifique de coupe W_c est calculée suivant l'équation 0. A partir des valeurs nominales du plan d'essais, l'équation est simplifiée 0. La valeur de $A_{p_réel}$ peut facilement être réintroduite.

$$F_{c_moy} \approx F_{res_moy} = \frac{1}{(t_2 - t_1)} \int_{t_1}^{t_2} \sqrt{FX_{inst.}^2 + FY_{inst.}^2} \quad (5-1)$$

$$W_c \approx \frac{F_{res_moy} * V_c / 60}{(A_e * A_p * V_f) / 1000} = \frac{F_{res_moy} * V_c / 60}{(A_e * A_p * F_z * Z * 1000 * V_c / (\pi * D)) / 1000} = \frac{F_{res_moy} * \pi * D}{(A_e * A_p * F_z * Z * 60)} \quad (5-2)$$

$$W_c \approx \frac{F_{res_moy} * \pi * 3}{(0.5 * 1 * 0.0672 * 2 * 60)} = 2.3375 * F_{res_moy} \quad (5-3)$$

Lors de l'essai d'usure, il est décidé de suivre l'évolution de F_{res_moy} plutôt que celui de W_c .

La valeur de W_c peut être identique entre 2 essais, alors que la valeur de F_{res_moy} peut être différente. F_{res_moy} est sensible aux conditions expérimentales. W_c normalise les résultats (comparaisons entre essais) car il est calculé avec les valeurs réelles de A_e , A_p , F_z et F_{res_moy} .

Dans le repère outil, le suivi de l'angle équivalent résultant (AER) entre F_{res} et les efforts tangentiels (F_T) et normaux (F_N) à la dent ou le suivi du rapport F_T / F_R , n'est pas traduit dans l'expression de W_c . Cette analyse complémentaire pourrait être menée, à condition d'avoir un fort ratio signal / bruit de la mesure des effort

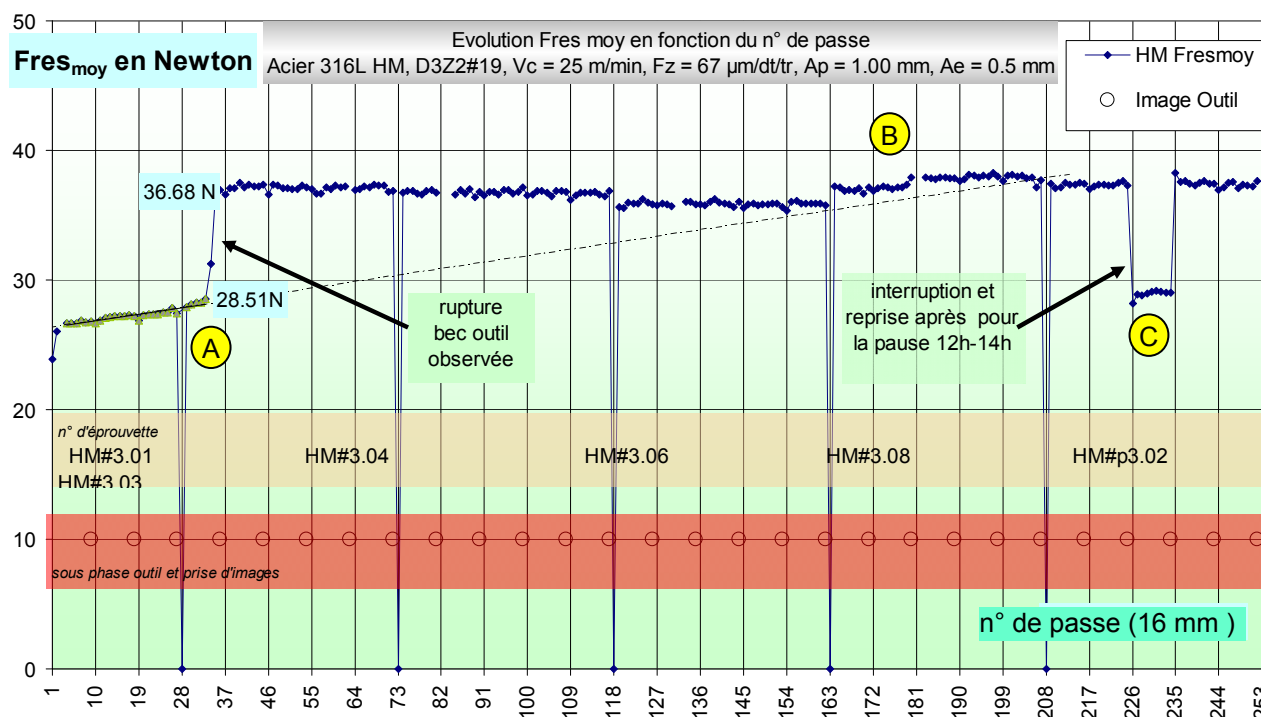


Fig. 5-2 Évolution de l'effort de coupe résultant F_{res_moy} en fonction du numéro de passe
(D3Z2, acier 316L HM, Vc = 25 m /min, Fz = 67 μm /dt /tr, Ap = 1 mm, Ae = 0.5 mm)

L'analyse de l'évolution de l'effort de coupe résultant en fonction du numéro de passe est présentée d'abord en termes de variabilités et incertitudes, puis en détail pour le début d'utilisation de l'outil neuf et ensuite des efforts de coupe instantanés (en usinage et lors de l'entrée et de la sortie d'usinage).

5.2.2.1. Variabilités et incertitudes

Les changements de sous phases outils ne créent pas de variabilités significatives lors de l'essai. Par contre le changement d'éprouvette est influent. Le niveau de F_{res_moy} varie d'un saut lorsqu'il y a un changement de phase. Une légère dérive négative est observable dans chaque phase. Une erreur de manipulation se produit lors de la reprise de l'essai pour la série 29*B1. Cette erreur de manipulation est corrigée à la série suivante.

Sous-phase outil

Le niveau de F_{res_moy} est identique avant/ après chaque sous-phase outil. Le protocole expérimental défini au § 5.2.1.2 est qualifié. Il permet l'observation hors site de l'outil.

Dérive de F_{res_moy} (de type systématique, erreur de justesse)

La progression des passes se fait suivant l'axe Y+_{machine}, l'usinage dans la direction X-_{machine}. Quelque soit l'éprouvette utilisée, F_{res_moy} semble dériver de façon décroissante. Sur la Fig. 5-3 la valeur de dérive de F_{res_moy} pour l'éprouvette HM#3.03 est estimée à 0,14 N soit 0,3% pour les 55 passes. Cette dérive est

faible et peut s'expliquer par une diminution de l'engagement axial A_p . Il existe peut être un défaut de parallélisme entre la surface libre et le plan d'avance, particulièrement suivant l'axe Y. Les conditions de l'essai (machine, fixation dynamomètre, éprouvette) est peut être en cause. Pourtant l'éprouvette est surfacée dans la même phase que les passes de l'essai.

Cette dérive systématique de faible amplitude est non pénalisante pour les essais avec la fraise D3Z2. Cette dérive peut devenir critique pour les micro-fraises développant de faibles efforts de coupe.

Dispersion sur F_{res_moy} (de type aléatoire, erreur de fidélité)

Sur la Fig. 5-3, l'effort F_{res_moy} fluctue d'environ $\pm 0,3$ N d'une passe à l'autre. L'essai est conduit en conditions déterministes. Ces fluctuations sont non maîtrisables et traduisent une dispersion de type aléatoire. Les causes sont multiples (techniques d'acquisition, copeaux adhérents, copeaux stagnants sur le dynamomètre, répétabilité machine, ...).

Ces dispersions représentent $\pm 2\%$ pour les essais en coupe semi-micro, ce qui est acceptable.

A l'échelle des efforts développés avec des micro-fraises, cette dispersion est un verrou à l'approche expérimentale. Une démarche d'identification (démarche 5M) des causes de variabilité de la mesurande est nécessaire pour réduire l'incertitude composée de mesure.

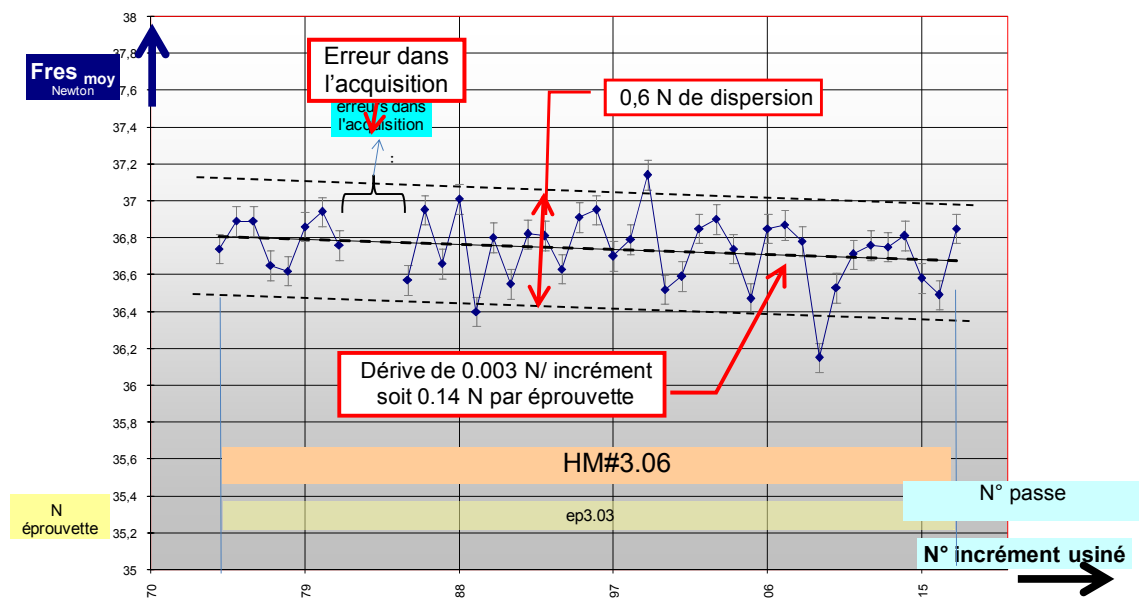


Fig. 5-3 Dérive et dispersion des mesures de l'effort F_{res_moy} pendant l'usinage d'une même éprouvette.

(D3Z2, acier 316L HM, $V_c = 25$ m /min, $F_z = 67$ μ m /dt /tr, $A_p = 1$ mm, $A_e = 0.5$ mm)

Discussion sur les variabilités (possibles) des paramètres de l'essai

Les variabilités des vitesses de coupe V_c et d'avance F (écart réalité/programmée) sont généralement liées au programme CN et à l'asservissement machine. Ces variabilités existent et peuvent être influentes pour le plan d'essais. Les sources de variabilités sont :

- de type transitoire : changement de régime (ex : mise en rotation de la broche),
- de type systématique : erreur de justesse entre la consigne et la mesure (ex : fréquence de rotation broche),
- de type aléatoire : erreur de fidélité liée à la dynamique de l'usinage (ex : variation de l'erreur de poursuite sous effort).

Le type systématique est la source d'erreur la plus probable et influente. Nominale positionnée à 100% de la consigne du programme CN, les plages de variation possible sont pour V_c de [50% à 120%] et pour F de [0% à 150%]. Pour des raisons de sécurité, la désactivation en usinage des potentiomètres réglant ces % n'est pas utilisée. Une erreur de sélection de la valeur de chaque potentiomètre est possible.

Discussion pour F

Pour l'essai, les passes sont des déplacements rectilignes suivant X_{machine} sous paramètres d'usinage constants. Les efforts sont stabilisés. Les erreurs dynamiques d'asservissement sont considérées négligeables. Le choix de la distance de garde avant l'attaque de l'usinage permet de compenser le régime transitoire observable sur $F_{\text{réelle}}$ à partir du point de départ (arrêt) jusqu'à atteindre 100% de la consigne $F_{\text{théo}}$.

L'influence de la variation de la vitesse d'avance réelle sur des trajectoires anguleuses ou courbes, bien que la consigne théorique soit constante, pourrait faire l'objet d'expérimentations spécifiques en perspective de ces travaux.

Discussion pour V_c

Pour l'essai, la broche est mise en rotation et l'autorisation d'usinage est donnée après stabilisation thermique. Le régime transitoire est donc inexistant. La mesure accélérométrique permet d'identifier la fréquence propre réelle de la broche et d'en déduire la valeur exacte de $V_{c_{\text{réelle}}}$. La variation du couple consommé par la coupe à chaque passage de dent est dans une première hypothèse, lissée par l'important moment cinétique de la broche Fischer utilisée.

Une autre perspective de cette étude est de vérifier cette hypothèse.

Discussion pour A_c

La prise de passe radiale est réalisée automatiquement sur la série entre chaque passe. L'erreur est limitée à la précision machine. Entre deux séries, l'opérateur saisit la nouvelle coordonnée Y de départ. Une erreur de calcul ou de saisie est possible.

Entre deux phases, la valeur de A_e peut être variable (distance entre 2 outils différents non calibrés). La valeur de F_{res_moy} est alors fixée à 0 par une convention de représentation. Le début d'utilisation de chaque nouvelle éprouvette est ainsi identifié.

Discussion pour A_p

Malgré les précautions du protocole expérimental, la valeur de A_p est sensible au changement d'éprouvette ou à la sous-phase outil. La valeur de $A_{p_réel}$ peut varier. Dans le protocole retenu, l'outil traversant de part en part l'éprouvette, la référence initiale disparaît. La mesure directe, a posteriori, de $A_{p_réel}$ pour chaque passe est alors impossible. Une mesure est possible en cours d'essai entre chaque série, comparativement à la surface libre. Cela alourdit le protocole expérimental et augmente le temps d'expérimentation. Par simplification au regard des précautions prises, les valeurs de $A_{p_réel}$ et de $A_{p_théorique}$ sont considérées comme identiques à une incertitude près considérée comme négligeable pour le suivi d'endommagement.

Pour réduire cette incertitude, une solution consisterait à définir une référence absolue non usinée. Par exemple, le plan d'appui de l'éprouvette et de relever l'altitude relative de la surface libre puis après essai, celle de la surface usinée.

Changement de phase (d'éprouvette)

Chaque éprouvette usinée est démontée et conservée afin de pouvoir être analysée ultérieurement. Elle est remplacée place par place par une nouvelle éprouvette. Pour être représentatif, l'essai est conduit avec total de six éprouvettes. Le fait de changer d'éprouvette influence-t-il la qualité des résultats et leur interprétation ?

...et endommagement outil

Le premier changement de phase intervient à la passe n°28. Cinq passes plus tard, la rupture du bec outil est constatée. Y a-t-il un lien de causalité directe entre la rupture de bec et le changement d'éprouvette ? Si tel est le cas, l'effet n'est pas immédiat. Lors des 4 autres changements de phase, aucun effet n'a été constaté. Peut être que l'outil est devenu robuste après la rupture de son bec.

Par retour d'expérience, lorsqu'un changement de conditions de travail de l'outil intervient (souvent involontairement suite à une erreur de manipulation), son effet n'est pas immédiat mais apparaît à très court terme. Le premier changement de phase n'est peut être qu'un simple un évènement déclencheur de la rupture inévitable du bec outil.

...et variation générale de F_{res_moy}

Avant et après un changement de phase, F_{res_moy} est stable mais subit comme un décalage de sa valeur moyenne. Y a-t-il une sensibilité aux défauts de remise en position ?

D'après le COM et les points de fonctionnement retenus pour le plan d'essais, l'énergie consommée par la coupe W_c est (supposée) constante. D'après l'étude des incertitudes, la variation de F_{res_moy} d'une

éprouvette à l'autre peut s'expliquer par une variation de $Ap_{réel}$. Le protocole expérimental n'étant pas modifié, la valeur de $Ap_{réel}$ est inconnue (usinage traversant, perte de référence de la surface libre : voir § 5.2.1.2).

A posteriori la valeur de $Ap_{réel}$ peut être calculée d'après 0 par une règle de proportionnalité. Par exemple, lors de l'usinage sur l'éprouvette HM#3.04 (resp. HM#3.05), la valeur de $Fres_{moy}$ est d'environ 36 N (resp. 37N). La variation de Ap serait de 1/37, soit environ 3%, ce qui est tout à fait réaliste (0.973 au lieu de 1.000 mm).

$$\text{si } Wc_{ep.3.05} = Wc_{ep.3.04} \text{ alors } \left(\frac{Fres_{moy}}{Ap} \right)_{ep.3.04} = \left(\frac{Fres_{moy}}{Ap} \right)_{ep.3.05} \quad (5-4)$$

Erreur de manipulation expérimentale

Sur la Fig. 5-2 au point repéré ©, $Fres_{moy}$ diminue de 33% (de 37.46 à 28.18 N). L'essai est interrompu pendant une heure (passe n°225 à 12:47:42 ; passe n°226 à 13:50:42). Avant de reprendre l'essai, la broche est mise en rotation pour retrouver l'équilibre thermique. Pour accélérer cette montée en température, la fréquence de rotation de la broche est réglée sur 150% via le potentiomètre du pupitre, alors que l'avance est à 100%.

Sur la Fig. 5-4, la fréquence de passage de dent (FPD) est calculée pour les passes n°225 à 235. La FPD pour les passes n°226 à 234 correspond à 150% de la valeur nominale pour l'essai. Le potentiomètre de contrôle de la fréquence de rotation broche est resté en position maximum après avoir atteint l'équilibre thermique. C'est une erreur de respect du protocole expérimental.

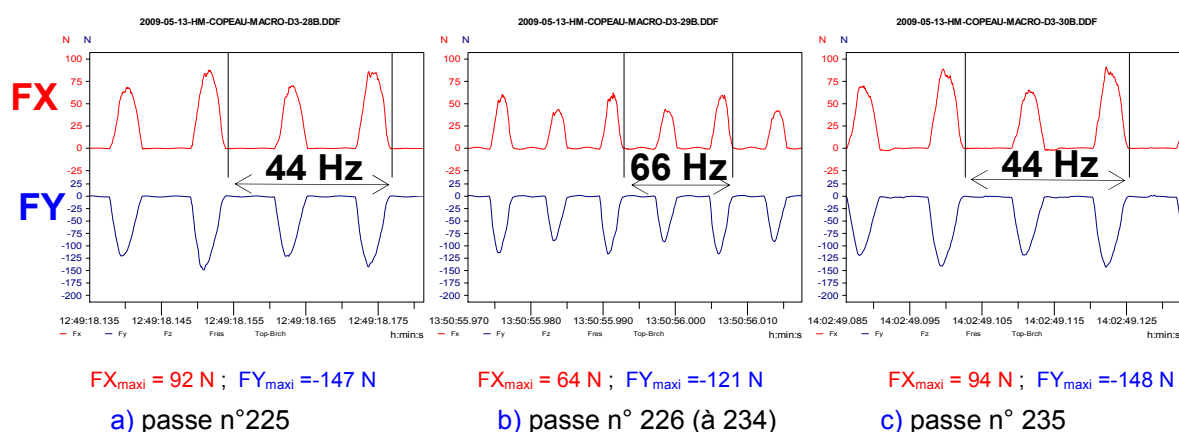


Fig. 5-4 Calcul de la FPD pour les passes encadrant l'erreur de manipulation expérimentale

(D3Z2, acier 316L HM, $V_c=25$ m /min, $F_z = 67$ μ m /dt /tr, $Ap=1$ mm, $Ae = 0.5$ mm)

Cette erreur de manipulation a pour conséquences :

- d'augmenter la vitesse de coupe de 25 m/min à 37.5 m/min,
- de conserver la vitesse d'avance programmée F en mm/min.

La vitesse d'avance à la dent F_z est réduite de 33% :

$$\frac{F_{z_2} * Z * (V_{c_1} * 1,5)}{\pi * D} = \frac{F_{z_1} * Z * V_{c_1}}{\pi * D} \text{ soit } F_{z_1} = 1,5 * F_{z_2}$$

L'avance à la dent du plan d'essais est choisie par la démarche du COM pour H_c légèrement supérieure à H_{\min} . La diminution d'un tiers de l'avance doit augmenter la valeur de W_c (Tab. 5-3).

N°Passe	Potentiomètre broche	Potentiomètre avance	Vc m/min	Fz $\mu\text{m}/\text{dt}/\text{tr}$	Ap mm	Ae mm	Fresmoy N	Wc W.min/cm3
225	100 %	100 %	25	67	1.00	0.5	37.46	87.56
226	150 %	100 %	37.5	45			28.18	98.81

Tab. 5-3 Variations des paramètres de coupe lors de l'erreur de manipulation expérimentale

Pour la série 30*B1 (passes n°235-243) et jusqu'à la fin de l'essai $F_{\text{res moy}}$ retrouve sa valeur d'avant l'interruption de l'essai, le potentiomètre broche ayant été positionné sur 100% conformément au protocole de l'essai. La variation d'avance semble ne pas avoir influencé l'endommagement de l'outil. Cette analyse est reprise par la suite.

5.2.2.2. Début d'utilisation de l'outil neuf

La Fig. 5-5 détaille $F_{\text{res moy}}$ lors des 35 premières passes. La valeur est d'environ 27 N, alors que pour les 185 passes restantes, l'effort $F_{\text{res moy}}$ est quasi constant à $37 \pm 2\%$ N.

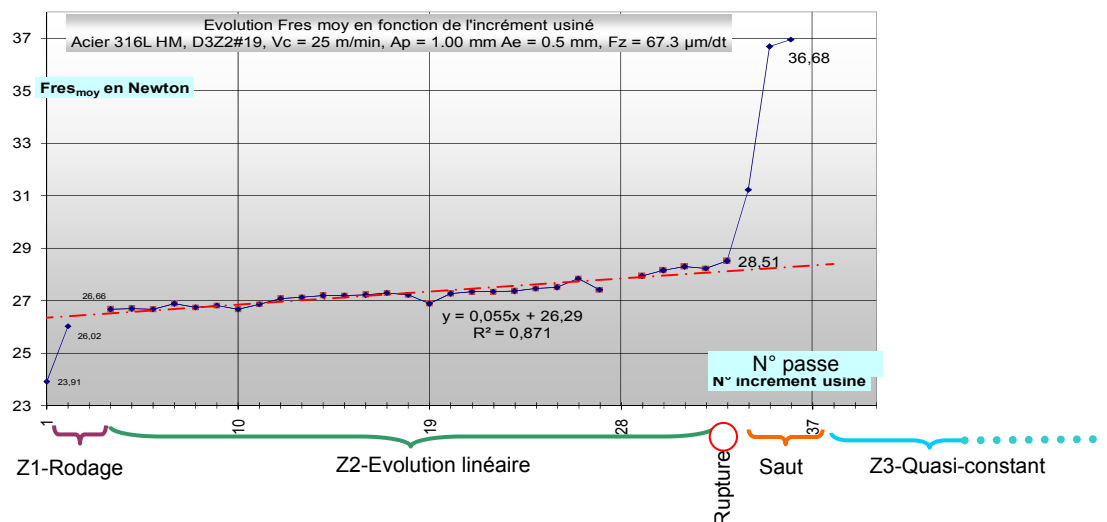


Fig. 5-5 Cinq séquences d'endommagement en début d'utilisation de l'outil neuf

(D3Z2, acier 316L HM, Vc = 25 m /min, Fz = 67 μm /dt /tr, Ap = 1 mm, Ae = 0.5 mm)

Cinq séquences sont identifiables pour l'évolution de $F_{res_{moy}}$:

- Z1-Rodage : pour les 3 premières passes, l'évolution du niveau d'effort $F_{res_{moy}}$ (resp. 23.91, 26.02 et 26.66 N) laisse à penser que les géométries de coupe de l'outil subissent un (fort) rodage.
- Z2-Evolution linéaire : pour les 30 passes suivantes, l'effort $F_{res_{moy}}$ croît linéairement de 5.5%. Cette progression correspond à ce qui est habituellement observé à l'échelle macro.
- Rupture : à la passe n°33, c'est la rupture d'un bec outil. Une observation optique de l'outil à la passe n°36 montre la casse du bec outil de la grande dent. Cette évolution non prévisible est qualifiée de « catastrophique ».
- Saut d'effort : à partir de la passe n°34 jusqu'à la n°36, un saut d'effort $F_{res_{moy}}$ d'environ +30% suit la rupture du bec outil.
- Z3-Accroissement : après la passe n°37 jusqu'à la fin de l'essai (passe n°253), l'effort $F_{res_{moy}}$ est stable (à +/- 2%).

Ce début de mise en service de l'outil peut correspondre à une altération de la géométrie de coupe de l'outil. Au tout début, d'abord forte puis progressive, pour finalement se rompre de façon non prévisible et

Ces 4 premières séquences semblent directement liées à une non résistance en conditions d'utilisation de l'outil neuf. La détérioration « catastrophique » est un phénomène décrit dans la littérature comme une spécificité de l'usinage avec des micro-outils. Cependant, l'évolution de la géométrie de coupe de l'outil semble continuer à usiner de façon stable (après rupture et saut d'effort consécutif).

Rupture du bec

L'influence de la rupture d'un bec outil est étonnante. Avant cette rupture, l'outil s'use, après il semble ne plus s'user. Cette rupture de bec a peut être modifié de façon bénéfique la géométrie de l'outil. La géométrie de coupe de l'outil semble s'auto adapter en usinant. Il devient robuste. Le design initial des outils pour la coupe microscopique peut être optimisée. Les géométries de coupe de l'outil (robuste après la rupture) sont observées avec attention. Cela inspirera les développements d'une partie du chapitre.

5.2.2.3. Efforts de coupe et endommagement de l'outil

L'analyse des profils d'effort instantané permet de suivre l'endommagement de l'outil :

- l'effort axial FZ est très sensible à l'endommagement en bout de l'outil,
- les efforts dans le plan d'avance FX, FY sont sensibles au mal rond (dent n°1 comparativement à la dent n°2),
- l'amplitude maximale de l'effort $F_{res_{inst}}$ est un indicateur de l'endommagement général de l'outil.

Evolution des efforts

La Fig. 5-6 représente les profils d'effort instantané (F_x , F_y , F_z) et celui calculé F_{res_inst} . Pour illustrer l'endommagement de l'outil, trois profils d'effort enregistrés pendant l'essai sont choisis :

- au début : passe n° 10, mal rond initial nul,
- au milieu : passe n°100, apparition d'un mal rond d'usure,
- à la fin : passe n° 253, pas d'évolution du mal rond.

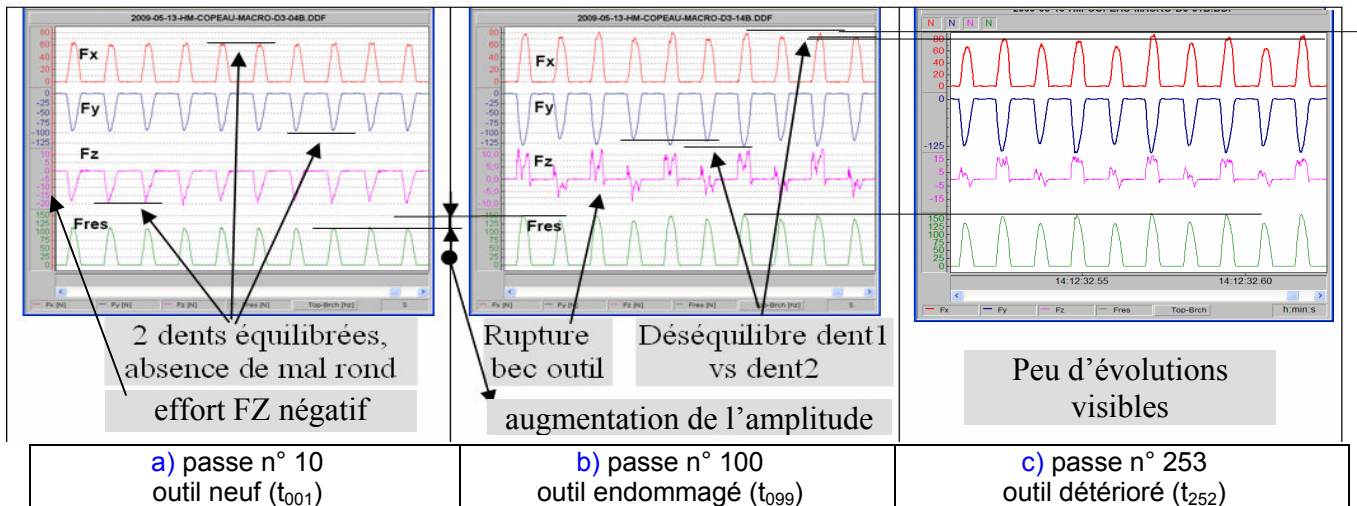


Fig. 5-6 Evolution des efforts de coupe instantanés et Endommagement outil

(D3Z2, acier 316L HM, $V_c = 25 \text{ m/min}$, $F_z = 67 \mu\text{m/dt/tr}$, $A_p = 1 \text{ mm}$, $A_e = 0.5 \text{ mm}$)

La seule analyse de F_x et F_y est insuffisante. La présence initiale d'un mal rond peut déséquilibrer les dents de l'outil. L'image optique de l'endommagement de l'outil est utile. Elle complète par une analyse fine, l'endommagement de l'outil que ne permet pas F_{res_inst} . Le suivi de l'effort F_z est nécessaire. Une conclusion importante de l'étude est la forte sensibilité de l'effort axial F_z à l'évolution de la géométrie outil. L'intégrité en bout de l'outil est particulièrement importante en micro-fraisage car la coupe en bout de l'outil prend une importance relative vis-à-vis de la coupe latérale du fait du faible engagement axial A_p . Le profil d'effort F_z est sensible à l'endommagement en bout de l'outil. L'analyse de F_z n'est pas présente dans la littérature traitant de l'usure en micro-fraisage. Pourquoi ? Les auteurs ne mentionnent pas leur choix. Les réponses peuvent être :

- un nombre limité de voies d'acquisition des efforts (sans F_z),
- un signal peu exploitable en coupe micro (faible ratio signal/bruit) : l'engagement axial A_p est faible, les efforts sont faibles, le signal F_z est très bruité.

Pour la fraise D3Z2 avec $A_e = 0.5 \text{ mm}$, le rapport F_x / F_y est proche de F_T / F_R , mais cette exploitation des résultats n'a pas été conduite.

Sur la Fig. 5-7, un montage superposant les efforts de coupe suivant Z à différents stades de l'essai permet de mieux appréhender cette évolution pour chacune de 2 dents de l'outil.

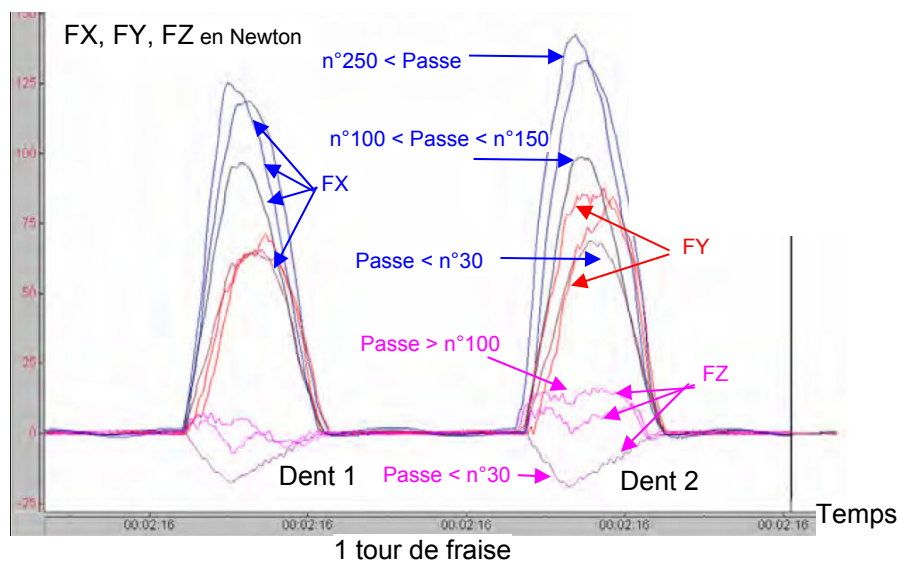


Fig. 5-7 Superposition de l'évolution chronologique des efforts de coupe FX, FY et FZ
(D3Z2, acier 316L HM, $V_c = 25 \text{ m/min}$, $F_z = 67 \text{ } \mu\text{m/dt/tr}$, $A_p = 1 \text{ mm}$, $A_e = 0.5 \text{ mm}$)

Évènements d'endommagement

Le profil enveloppe des efforts ($F_{res_{inst}}$) est visualisé en temps réel pendant la série de 9 passes. Si une variation importante apparaît appelé « évènement », alors l'essai est interrompu. L'évènement est analysé en détaillant l'effort pour chaque passage de dent. La valeur $F_{res_{moy}}$ est calculée avant et après l'évènement. Au besoin l'outil est démonté pour être observé sous la trinoculaire.

L'évolution de $F_{res_{moy}}$ permet de situer trois évènements sur la Fig. 5-2 :

- **A** + 28.7 % entre les passes n° 33 et 36,
- **B**, + 1.6 % entre les passes n° 178 et 180,

L'évènement **A** se déroule sur quatre passes. Les profils d'effort complets sont présentés sur la Fig. 5-8. Les évolutions sont nettement visibles. L'effort FY contribue principalement à l'augmentation de $F_{res_{inst}}$. Le profil FZ est celui qui évolue le plus. La rupture du bec outil provoque un effort de poussée (sens Z+) inversant l'effet de l'hélice ou effet « tire bouchon » de l'outil (sens Z-). L'irrégularité du profil d'effort et sa variabilité d'un passage de dent à l'autre laissent à penser que la coupe n'est pas stable.

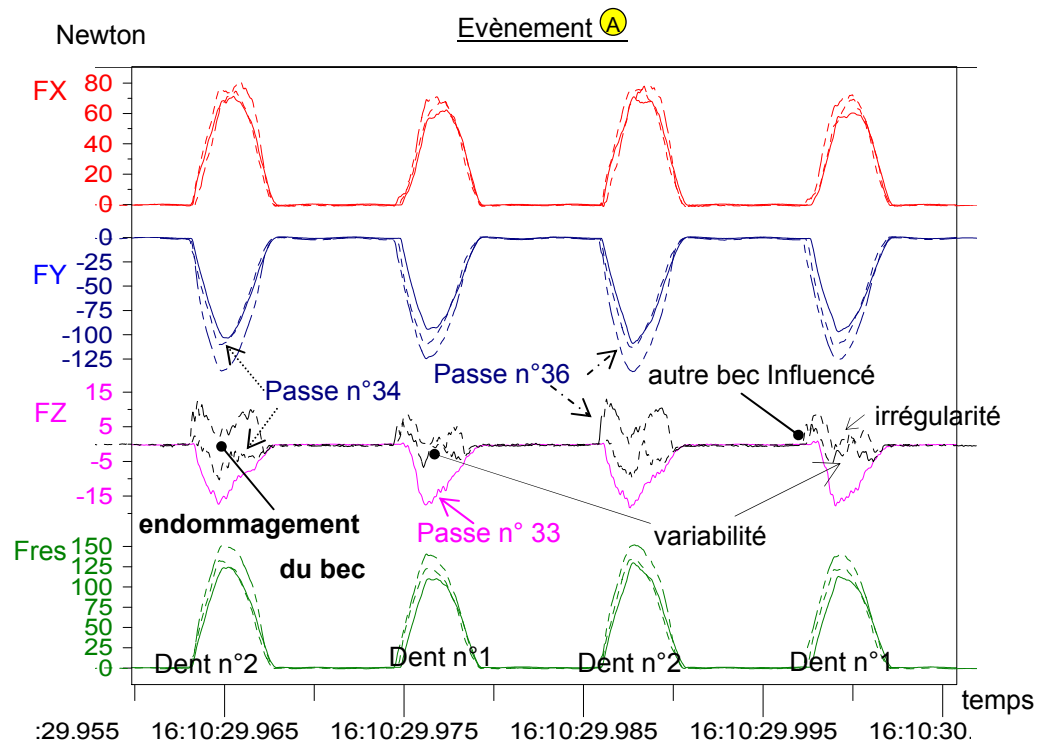


Fig. 5-8 Superposition du profil des efforts de coupe pour les passes n° 33, 34 et 36

(D3Z2, acier 316L HM, $V_c = 25 \text{ m/min}$, $F_z = 67 \mu\text{m/dt/tr}$, $A_p = 1 \text{ mm}$, $A_e = 0.5 \text{ mm}$)

Pour l'évènement **B**, les profils d'effort complets sont en [annexe A5-3]. La variation de $F_{res_{moy}}$ est inférieure à 2% et ne permet pas d'informer l'expérimentateur de l'apparition d'un évènement. Par contre sur le profil de FZ, la différence significative entre la passe n°178 et n°180 (Fig. 5-9) peut être corrélée à la rupture du bec outil observée. La géométrie de coupe de l'outil est détériorée ce qui peut expliquer cette augmentation de 2%.

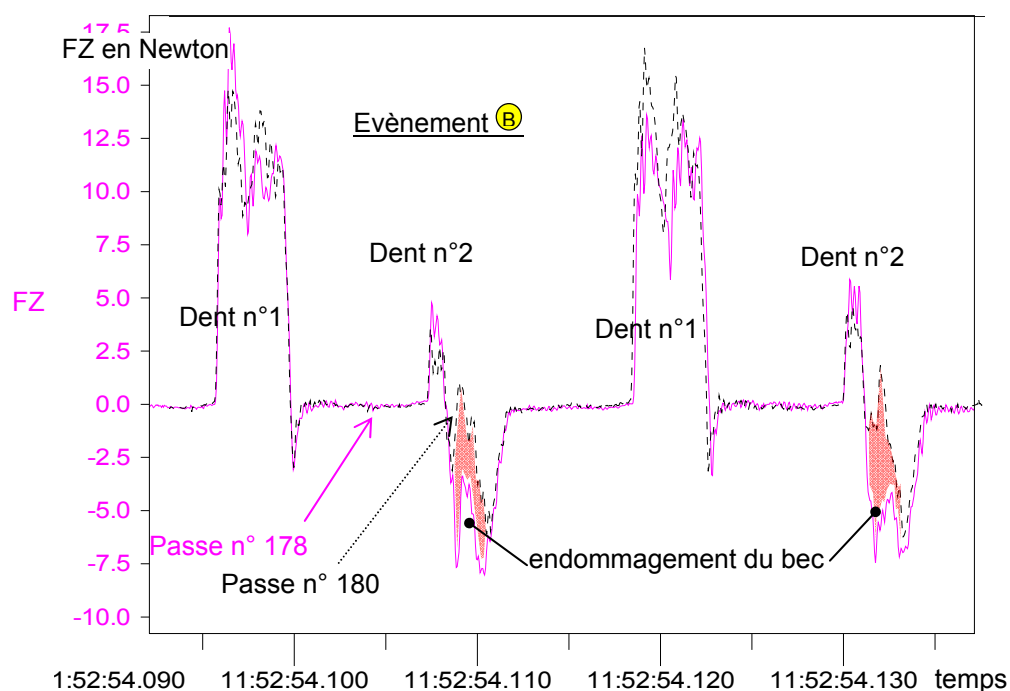


Fig. 5-9 Superposition du profil des efforts FZ pour les passes n° 178 et 180
(D3Z2, acier 316L HM, $V_c = 25$ m /min, $F_z = 67$ $\mu\text{m}/\text{dt} / \text{tr}$, $A_p = 1$ mm, $A_e = 0.5$ mm)

Efforts axiaux FZ et paradoxe de Wc

La diminution de 33% de l'avance à la dent (erreur de manipulation \textcircled{B}) influence l'intensité maximale des efforts de façon paradoxale. FX et FY diminuent alors que FZ augmente (Fig. 5-10).

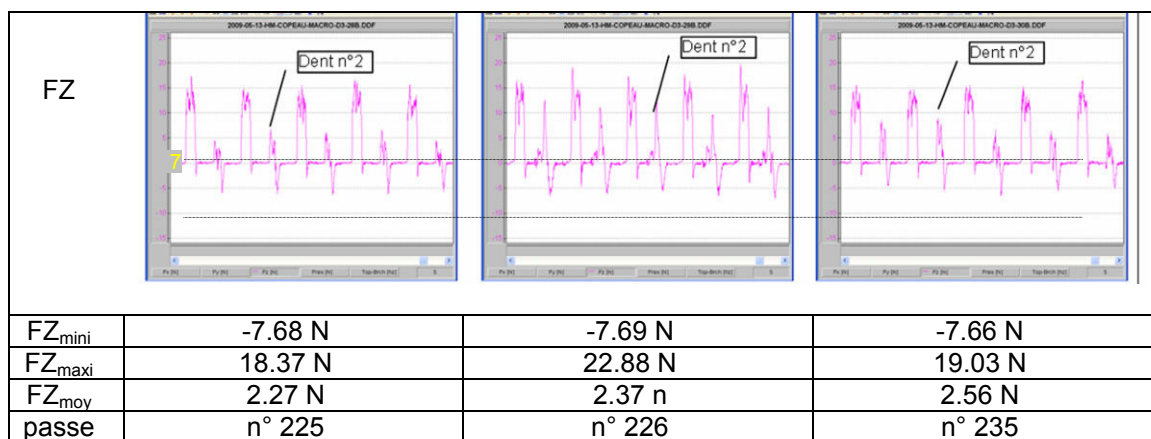


Fig. 5-10 Evolution de FZ pour les passes encadrant l'erreur de manipulation expérimentale
(D3Z2, acier 316L HM, $V_c=25$ m /min, $F_z = 67$ $\mu\text{m}/\text{dt} / \text{tr}$, $A_p = 1$ mm, $A_e = 0.5$ mm)

Les profils d'effort FZ des dents n°1 et n°2 pour les passes n° 225 et 226 sont comparés par superposition sur la Fig. 5-11. L'endommagement de chacune des 2 dents de l'outil ne semble pas avoir évolué. Le profil d'effort dans le domaine positif est le même. La dent n°2 garde une partie de son profil d'effort FZ dans le domaine négatif. L'endommagement est toujours plus prononcé pour la dent n°1.

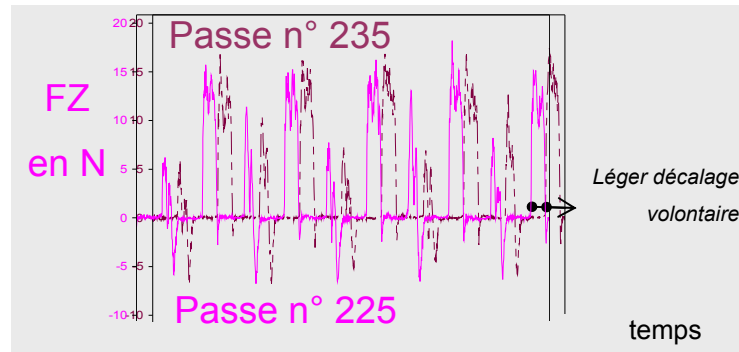


Fig. 5-11 Superposition des profils d'effort FZ pour les passes encadrant l'erreur de manipulation expérimentale

(D3Z2, acier 316L HM, $V_c = 25 \text{ m/min}$, $F_z = 67 \mu\text{m/dt/tr}$, $A_p = 1 \text{ mm}$, $A_e = 0.5 \text{ mm}$)

Une perspective de l'étude serait l'analyse de cet effort axial FZ pour différentes épaisseurs coupées avec un outil dont le bec est neuf (non détérioré) et ensuite endommagé. Ce paradoxe n'est pas traduit dans le calcul de W_c , qui n'utilise pas l'information FZ.

5.2.2.4. Entrée / Sortie d'outil

La littérature traitant de l'endommagement des outils consacre une attention particulière au nombre d'entrée/sortie matière pour un outil lors de l'usinage. Cette sensibilité est à prendre en compte particulièrement lors du début et fin de passe. Les profils enveloppe des efforts de coupe FX et FY mesurés lors d'une passe complète sont présentés sur la Fig. 5-12.

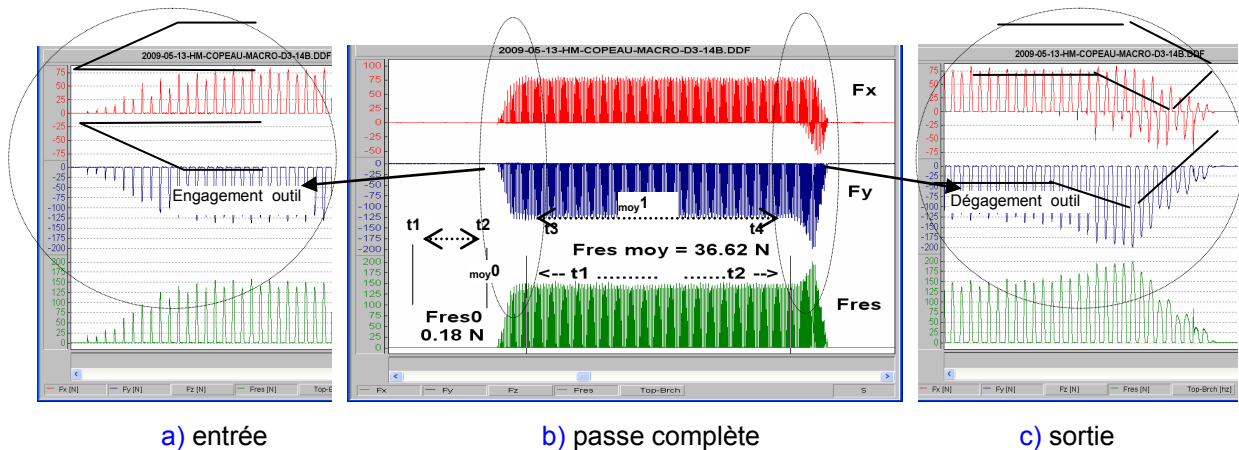


Fig. 5-12 Profil enveloppe des efforts de coupe FX FY pour une passe complète

(D3Z2, acier 316L HM, passe n° 95, $V_c = 25 \text{ m/min}$, $F_z = 67 \mu\text{m/dt/tr}$, $A_p = 1 \text{ mm}$, $A_e = 0.5 \text{ mm}$)

L'entrée de l'outil dans la matière est symétrique à la sortie et nécessite en théorie 17 passages de dent. Le calcul est présenté en [annexe A5-3]. A partir de la Fig. 5-12 le nombre de passage de dent réel est mesuré pour l'E/S en comptant le nombre de pic d'intensité en effort jusqu'à ce que l'outil soit

pleinement engagé. L'intensité maximale de l'effort devient alors « constant ». Le [Tab. 5-4](#) présente les mesures pour l'outil D3Z2 usinant à $F_z = 67 \mu\text{m}/\text{dt}/\text{tr}$ et $V_c = 25 \text{ m}/\text{min}$. La vitesse d'avance pour l'essai est de :

$$F = F_z * Z * N / 60 = 0.0672 * 2 * 1000 * 25 / (\pi * 3 * 60) = 5.93 \text{ mm} / \text{sec}$$

	Entrée	Usinage	Sortie
Nb de passage de dent théorique ou Durée théorique	17 0.28 sec	2.60 sec	17 0.28 sec
Mesure du Nb de passage de dent ou Durée mesurée	10 à 14 0.16 à 0.22 sec	2.60 sec	17 0.28 sec
Distance parcourue (à $F_z = 67 \mu\text{m}/\text{dt}/\text{tr}$)	670 à 938 μm	15 418 μm	1 139 μm
Ecart théorie/ mesure (pour nb de passage de dent)	30%	4%	0%
Evolution des efforts	Linéaire	Constant	Irrégulier (*)

Tab. 5-4 Mesures du nombre de passages de dent lors de l'entrée/ sortie de l'outil

(*) Les efforts FY (dans la direction d'avance) augmentent progressivement pour atteindre un maximum après 8 passages de dent, de +40% de l'effort lorsque l'outil est pleinement engagé, puis diminue régulièrement jusqu'à + 0%. Les efforts FX (perpendiculaire à la direction d'avance) décroissent régulièrement, jusqu'à prendre une valeur négative dès le dégagement complet de l'outil. L'amplitude totale ne diminue que sur les tout derniers passages de dent.

En entrée, le nombre de passages de dent observé (12) ne correspond pas à la valeur théorique et n'est pas le symétrique de la sortie (17). Peut être que les premiers contacts outil/ matière ne sont pas détectés par un manque de sensibilité aux très faibles efforts de coupe. Le « retard » observé lors de l'engagement de l'outil peut être révélateur d'un refus de coupe. L'outil fléchit jusqu'à ce qu'il soit suffisamment chargé pour commencer l'enlèvement de matière. Le refus de coupe estimée au moment du passage de dent est d'environ 245 μm (5 passages de dent à 49 μm chacun). Ce qui paraît très élevé pour une fraise D3Z2. Ce phénomène de refus de coupe en attaque d'usinage est cependant décrit dans la littérature.

La progression de l'effort en entrée est explicable par une augmentation linéaire de la section coupée. Les [Fig. 5-13-a et b](#) sont construites en superposant les profils d'effort FY à chaque passage de dent, respectivement les dents 1 et 2. Cette construction pour l'effort FX est détaillée en [\[annexe A5-4\]](#).

Le contact dent/bord d'attaque est répétitif. La longueur coupée pour chaque dent augmente progressivement. Lorsque la dent passe le bord d'entrée, le profil de l'effort FY est régulier, avec une

éventuelle fluctuation (rebond platine ou retour élastique pièce). Le mal rond (déséquilibre dent n°1 / dent n°2) est visible. Les Fig. 5-13-a et Fig. 5-13-b ne sont pas similaires, FY n'atteint pas le même niveau d'effort maximum. L'écart entre les profils n°1 à 5 montre que la section coupée ne progresse pas de façon continue à chaque dent. Les profils n°1 à 5 sont irréguliers. Le refus de coupe est une explication possible ou la flexion de la fraise en rapport de sa raideur vis-à-vis des efforts de coupe.

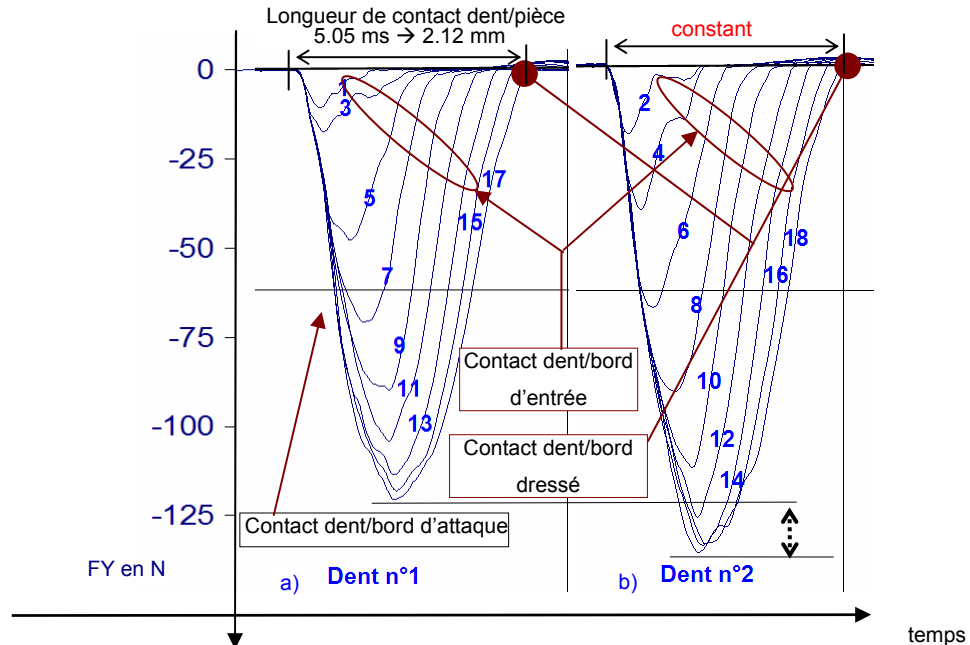


Fig. 5-13 Superposition des profils d'effort de coupe FY lors de l'entrée de l'outil dans la matière à chaque passage de dent : a) dent 1, b) dent2

(D3Z2, acier 316L HM, passe n° 95, $V_c = 25 \text{ m/min}$, $F_z = 67 \mu\text{m/dt/tr}$, $A_p = 1\text{mm}$, $A_e = 0.5 \text{ mm}$)

En sortie, le nombre de passages de dent observé (17) est conforme à la théorie. Le profil enveloppe de l'effort FY, détaillé sur les Fig. 5-14 a et b. Lors de la rotation de la fraise, la dent engage sur le bord d'attaque de l'éprouvette (parallèle à l'avance) puis sur le bord de sortie (perpendiculaire à l'avance) Ce qui explique l'évolution du front montant du profil d'effort. Le bord dressé étant fixe, le front descendant du profil d'effort est donc constant. En sortie, il y a donc une variation dans la direction de l'effort de coupe résultant. Cela peut expliquer la surintensité mesurée. Cette variation est non souhaitée dans l'essai mais une conséquence des choix expérimentaux. L'usinage non débouchant avec une fin de passe sans sortie d'outil n'a pas été retenu (problématique de flexion d'outil, de variation d'avance en fin de passe, etc ...).

L'augmentation de l'effort observée en sortie est peut être liée à un comportement différent du matériau coupé (augmentation de l'effort spécifique de coupe). L'explication peut être similaire à celle associée à la formation de la bavure en sortie de rainurage. Comme le copeau n'est plus taillé dans une partie massive de la pièce, des phénomènes de déformation plastique apparaissent. La formation du

copeau nécessite alors plus d'effort. Les adhésions sur l'outil peuvent être facilitées par ce comportement plus ductile du matériau et faciliter l'endommagement de l'outil.

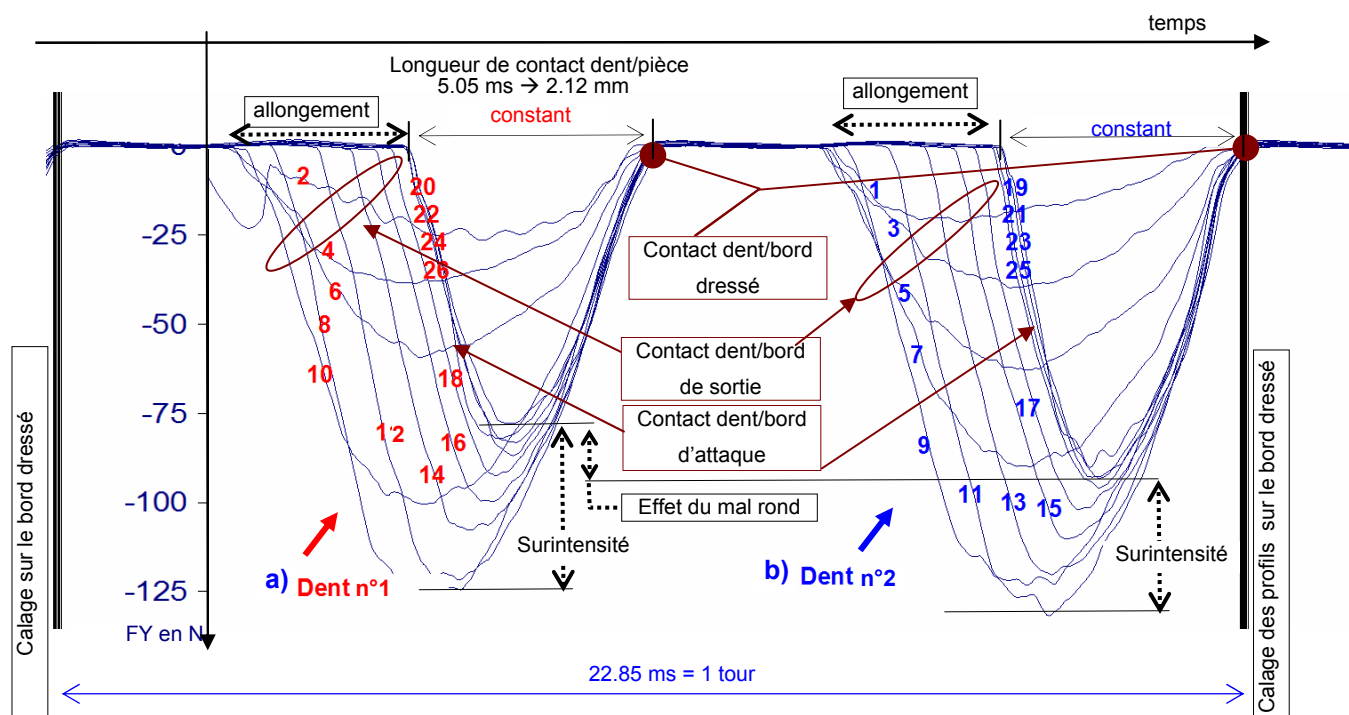


Fig. 5-14 Superposition des profils d'effort de coupe FY lors de la sortie d'outil dans la matière à chaque passage de dent pour : a) dent 1, b) dent 2

(D3Z2, acier 316L HM, passe n° 95, $V_c = 25$ m /min, $F_z = 67$ μm /dt /tr, $A_p = 1$ mm, $A_e = 0.5$ mm)

L'analyse de l'effet du mal rond lors de l'E/S pourrait faire l'objet d'expérimentations spécifiques en perspective de ces travaux. Une visualisation sous caméra ultra rapide (vue latérale et vue en bout) permet d'observer le comportement dynamique de l'outil, particulièrement lors de son E/S en usinage. La faible raideur de l'ensemble outil / porte outil peut permettre une flexion et ainsi diminuer la valeur effective de A_e .

5.2.2.5. Géométries de l'outil

Le protocole d'acquisition des images avec les deux trinoculaires est détaillé [\[annexe A5-6\]](#). Celui-ci mériterait d'être amélioré. L'orientation de l'outil sur le montage d'observation sous trinoculaire n'est pas isostatique. Les images d'une même dent de l'outil pour différents temps de coupe sont difficilement comparables. Les images varient en contraste et luminosité. Depuis un boîtier externe, deux bras lumineux articulés conduisent la lumière froide au plus près de la zone observée. Les conditions d'éclairage sont variables entre chaque image. L'installation de l'outil nécessite de déplacer les bras lumineux. Un montage isostatique de l'outil sous la trinoculaire est étudié avec une butée polaire dans la gouge et butée axiale sur le porte outil. Ce type de montage est mis en œuvre pour la microscopie optique (Alicona).

A chaque sous-phase outil, trois images de la géométrie de coupe sont prises : une en bout et deux latéralement (une pour chaque dent). Le diaporama chronologique complet est disponible [\[annexe. A5-7\]](#).

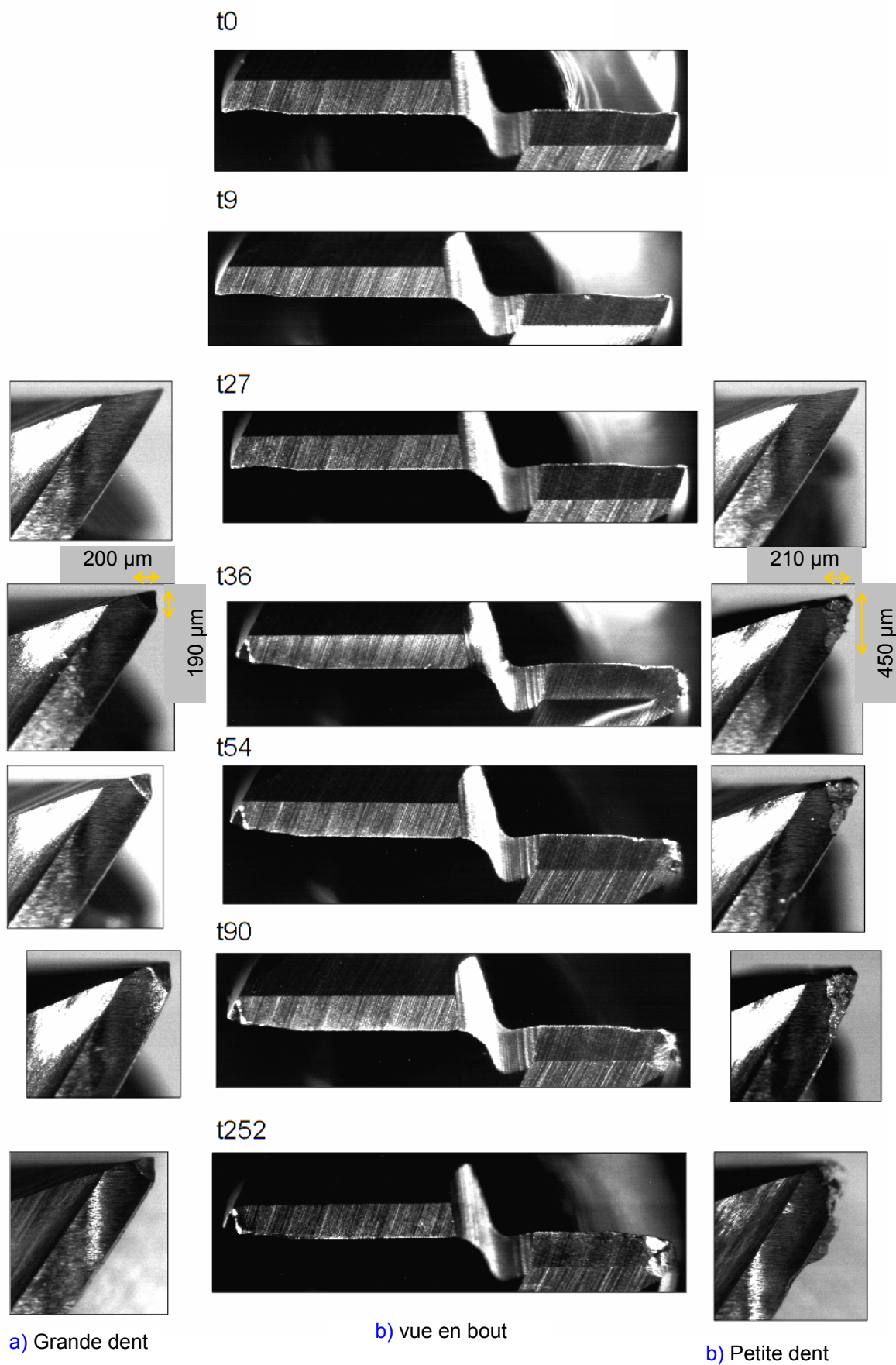


Fig. 5-15 Évolution chronologique de la géométrie de coupe de la fraise lors de l'essai d'usure

a) grande dent, b) vue en bout, c) petite dent

(D3Z2, acier 316L HM, $V_c = 25 \text{ m/min}$, $F_z = 67 \mu\text{m/dt/tr}$, $A_p = 1 \text{ mm}$, $A_e = 0.5 \text{ mm}$)

Rupture des deux becs outil

L'effort $F_{res_{moy}}$ augmente de 30% entre les passes n°33 et 34. Les becs droits de l'outil se rompent entre les passes 27 et 36 (Fig. 5-15-t27 et Fig. 5-15-t36). Les deux becs sont cassés, avec une rupture nette pour le bec de la grande dent (rupture de $190\text{ }\mu\text{m}$ x $200\text{ }\mu\text{m}$), une rupture et un écaillage remontant le long du listel pour la petite dent (de $450\text{ }\mu\text{m}$ x $210\text{ }\mu\text{m}$). Apparemment, la résistance de chaque dent n'est pas identique.

Pourquoi un bec casse t-il et pas l'autre ? Quelques pistes peuvent être avancées :

- c'est dépendant des conditions initiales (non homogénéité en sortie de taillage, fragilisation avec un micro choc lors des manipulations),
- c'est dépendant des conditions de mise en oeuvre (mal rond, tilt),
- c'est aléatoire, dépendant des conditions d'utilisation (rencontre d'une inclusion dure, surcharge liée à une bavure, à une vibration, ...)

L'analyse de la chronologie de la rupture de chaque dent est conduite via la comparaison des efforts pour chaque passage. La première rupture de bec est localisée à une seule dent. L'autre dent ne subit pas de dommage direct et immédiat, mais à court terme elle se rompt également (observable avec le ratio de mal rond Fig. 5-16).

Une fois l'outil endommagé, le profil d'efforts est assignable à la grande ou la petite dent (signature sur FZ en fonction de l'endommagement). Cela nécessite plus d'analyse des profils d'effort.

Pour synchroniser la position angulairement l'outil avec le signal d'effort, il faut pouvoir mesurer la rotation de l'outil. Une résolution à 0.5° semble pertinente car suffisante pour la fréquence d'acquisition des efforts. Un dispositif « top broche » a été développé (présenté au chapitre 3) et expérimentalement testé à 266 Hz (voir Fig. 5-30). Les tours sont simplement comptés. La faisabilité est validée. La dynamique de l'usinage ($36\,000\text{ tr/min}$) impose au capteur une fréquence de commutation très élevée (43 kHz) et un délai de réponse court. Cet investissement n'est pas été réalisé.

La mesure et l'analyse d'éventuels retard en usinage pour chaque passage de dent pourraient faire l'objet d'expérimentations spécifiques en perspective de ces travaux.

5.2.2.6. Mal rond induit et endommagement

L'outil neuf est monté et dégauchit. Le mal rond initial est considéré comme négligeable. Il est mesuré sur la queue de l'outil à une altitude choisie pour être au plus près des dents tout en restant sur une section circulaire continue. Le mal rond est corrigé :

- identification du point maximum du mal rond (rebroussement)
- le point maximum du mal rond est placé à 90° de l'axe des 2 dents en tournant l'outil dans le porte pince,

- en tapant radialement la queue de l'outil sur le point maximum puis la valeur mesurée du mal rond est réduite.

Le mal rond initial est mesuré négligeable via le profil d'effort (équilibre entre chaque dent) pour les premières passes. Tout au long de l'essai, pour chaque sous-phase outil, l'application du protocole d'essais assure une répétabilité de mise en œuvre.

L'évolution du ratio de mal rond en cours d'essai permet de corréler l'endommagement de l'outil (Fig. 5-16). Il se calcule à partir de l'analyse des efforts de coupe instantanés FX et FY, en prenant soin de moyenner la mesure sur plusieurs (5) passages de dent.

$$Ratio_{mal-rond} = \frac{1}{5} \sum_{i=1}^5 (Ratio_{mal-rond_i}) \quad Ratio_{mal-rond_i} = \sup \left(\frac{FX_{\max_{dent\ 1}}}{FX_{\max_{dent\ 2}}}, \frac{FY_{\max_{dent\ 1}}}{FY_{\max_{dent\ 2}}} \right) \text{ mesuré consécutivement} \quad (5-5)$$

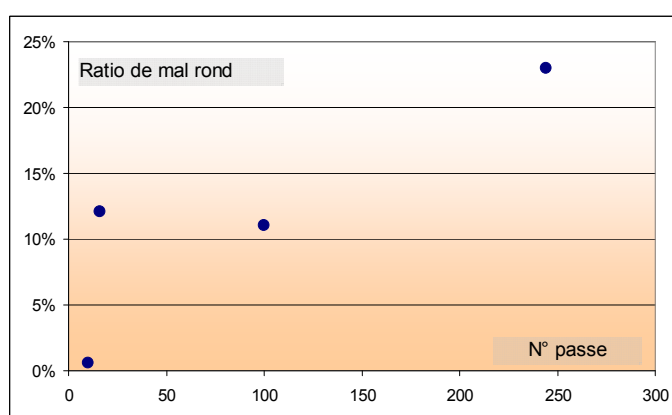


Fig. 5-16 Evolution du ratio de mal rond calculé pour 4 passes représentatives de l'évolution de l'endommagement de l'outil lors de l'essai

(D3Z2, acier 316L HM, Vc = 25 m /min, Fz = 67 µm /dt /tr, Ap = 1 mm, Ae = 0.5 mm)

Lorsque le mal rond initial est quasi négligeable, si en cours d'essai, il y a déséquilibre entre le profil d'effort de chaque dent, cela correspond à la manifestation d'un endommagement non homogène de l'outil. L'évolution du mal rond n'est pas lié à un phénomène spécifique mais une simple conséquence de la dégradation de la géométrie de coupe de l'outil.

Le mal rond modifie la section coupée et le cas échéant le mode de coupe et les états de surface. Le mal rond peut devenir supérieur à l'avance à la dent (qui est faible en coupe micro et semi-micro). L'usinage d'une dent à l'autre peut devenir alors différent. L'utilisation expérimentale d'outil multi dents ajoutent des phénomènes liés au mal rond qui ne permettent pas d'analyser posément la coupe à l'échelle micro.

Dans l'essai, une fois les 2 becs outils cassés, l'évolution de l'usure ne se manifeste que sur une seule dent. La géométrie de la petite dent est la seule à évoluer sur les observations optiques de la Fig. 5-17. La grande dent ne semble pas s'user. Elle n'est pourtant pas plus résistante à l'usure (même matériau et même procédé de taillage,...). Sous l'effet d'un mal rond apparu lors de l'endommagement de l'outil, elle doit donc moins usiner que la petite dent.

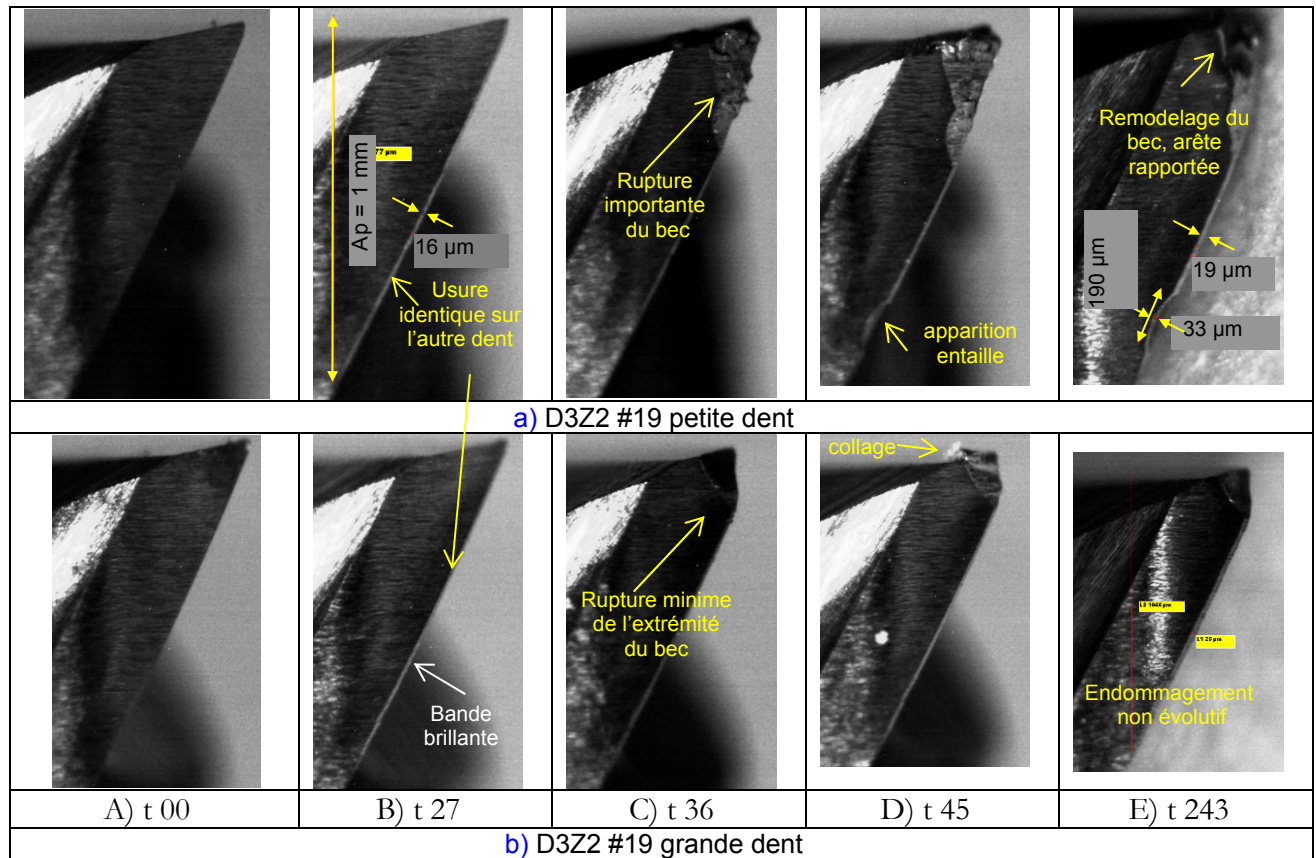


Fig. 5-17 Comparaison de la vue en dépouille et évolution au cours de l'essai pour la fraise D3Z2 a) petite dent, b) grande dent

(D3Z2, acier 316L HM, $V_c = 25 \text{ m/min}$, $F_z = 67 \mu\text{m/dt/tr}$, $Ap = 1 \text{ mm}$, $Ae = 0.5 \text{ mm}$)

5.2.2.7. Usure en dépouille

L'engagement axial Ap étant de 1 mm, une manifestation de l'usure de type V_B est attendue sur la face en dépouille de chaque dent sur une hauteur de 1 mm le long de l'arête. La série d'observations latérales de chaque dent à la Fig. 5-17 révèle le long de l'arête, à partir de t_{27} , une très fine bande brillante de largeur constante. Cette bande correspond à l'usure en dépouille de type V_B . Elle apparaît dès le début de l'usinage et augmente progressivement entre les images t_0 et t_{27} . Son évolution quantitative (Fig. 5-18) est difficile compte tenu de la technique de mesure utilisée.

La phase de rodage de l'outil (expliquée précédemment Fig. 5-5) peut être corrélée à l'installation de la bande d'usure en dépouille. La valeur de V_B évolue de 0 à $16^{+/-2} \mu\text{m}$ durant cette phase. A partir de la

rupture du bec outil (Fig. 5-17-c) cette bande n'évolue quasiment plus lors des 215 passes suivantes (Fig. 5-18).

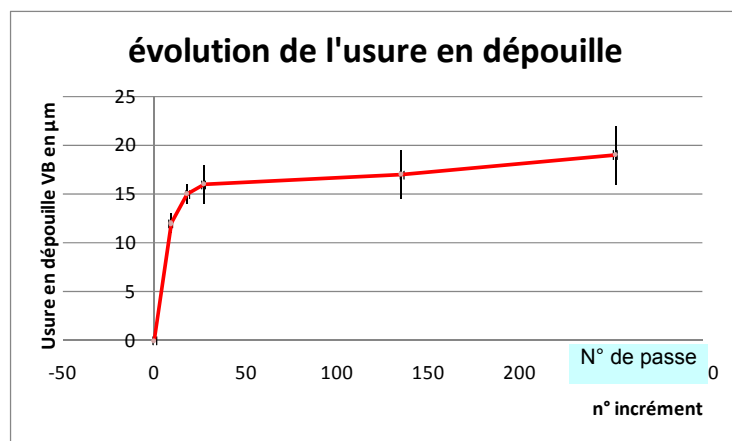


Fig. 5-18 Évolution pour la petite dent de l'usure en dépouille V_B

(D3Z2, acier 316L HM, $V_c = 25$ m / min, $F_z = 67$ μm / dt / tr, $A_p = 1$ mm, $A_e = 0.5$ mm)

La valeur finale, $19^{+/-2}$ μm , de V_B est bien en dessous de ce qui est attendu pour une opération de fraisage. L'évolution progressive et régulière de $F_{res_{moy}}$ (pente à 5.5% sur la Fig. 5-2) est stoppée lors de la rupture « prématurée » du bec de l'outil. L'évolution de l'usure en dépouille en est peut être affectée.

5.2.2.8. Usure en entaille

Une usure en entaille apparaît sans signes précurseurs, sur la petite dent à partir de l'image t45 (Fig. 5-17-d). Située à $A_p = 1$ mm du bout de l'outil, l'entaille s'étend sur une hauteur de 200 μm par 30 μm de profondeur. Elle n'évolue presque pas jusqu'à la fin du plan d'essais (Fig. 5-17-e). Ce type d'entaille n'est pas visible sur la grande dent.

L'usure en entaille, connue à l'échelle macro, est due au frottement abrasif sur l'outil d'une zone de dureté plus élevée (écrouissage de la surface libre par l'opération précédente, présence d'une croûte superficielle, ...). Cette entaille est peut être le fruit d'un événement ponctuel, phénomène d'écaillage localisé sur l'arête de l'outil. Son positionnement (A_p) correspond à la surface libre de l'éprouvette.

5.2.2.9. Copeau adhérent

Des copeaux d'acier 316L adhèrent à la géométrie active de l'outil. Pour les prises de vue, ils doivent être ôtés. En exerçant un effort, ils se détachent (facilement) de l'outil. Sur les faces de dépouille de coupe reste une coloration brillante signe d'adhésion des copeaux. Les stries d'affûtage des faces de l'outil sont des sites privilégiés à ces adhésions.

Une arête rapportée est visible le long du profil d'arête de coupe. Cette arête est instable (en formes et hauteurs) et semble se charger et se décharger au fil des usinages. L'image de la petite dent sur la Fig. 5-15-t252 en est une illustration.

Ces instabilités sont peut être la cause de l'écaillage progressif de arête. La littérature présente une mesure de la hauteur de l'arête rapportée pour une plage de variation de la vitesse de coupe, pour des outils en ARS usinant un acier mi-dur. De telles investigations avec les paramètres de l'étude (outils en carbure de tungstène, acier 316 L) permettraient de définir s'il existe une vitesse de coupe maximisant la formation d'une arête rapportée, et dans ce cas d'ajouter une contrainte technologique au choix de V_c .

L'analyse de l'usinage à sec réalisé par caméra ultra rapide montre le recyclage des copeaux dans la zone de coupe lors de l'engagement de la dent. Ce phénomène de non détachement du copeau de l'interface outil est peut être initiateur d'une arête rapportée.

Les adhésions ne sont pas souhaitées. Le coefficient de frottement aux interfaces de l'outil (caractérisé dans la direction d'évacuation des copeaux) est à réduire.

5.2.2.10. Adaptations de l'arête de coupe

L'analyse porte sur le faciès des ruptures et les lignes de contour des écaillages. Après rupture du bec, les vides laissés par l'écaillage laissent entrevoir le substrat brut de l'outil. Seule la ligne de contour du faciès de rupture est remodelée avec le matériau usiné. Cette ligne devient localement l'arête de coupe.

Les images (optiques Fig. 5-17-d ou MEB Fig. 5-31-a et b) montrent des adhésions sur l'outil endommagé. Ces adhésions sont lissées et rayées dans le sens de la vitesse de coupe. Une analyse EDS Fig. 5-31-c et d confirme la présence d'acier 316L (Fe, Cr, Ni, Mo) sur la partie active de l'outil.

Lors de l'écaillage, la géométrie de coupe évolue. L'acuité d'arête s'estompe. La valeur de R_β peut localement devenir très importante. L'angle de coupe peut devenir très négatif. Le matériau coupé vient former une arête rapportée qui (ré) harmonise la géométrie de coupe et la protège de l'endommagement (hypothèse de protection de l'outil).

Après la rupture des becs outil, les conditions d'usinage sont stables, F_{res_moy} n'évolue plus jusqu'à la fin de l'essai. Pourtant l'endommagement de la géométrie de coupe de la petite dent continue par petits écaillages progressifs entre la passe n°36 et la fin de l'essai. En fin d'essai, l'observation en bout de la petite dent (Fig. 5-15-t252) montre une forte dégradation de sa géométrie, cependant, le suivi de F_{res_moy} ne montre pas d'évolution corrélée. Ce manque de sensibilité peut être compensé par l'analyse du profil d'effort instantané, surtout pour l'effort axial FZ.

5.2.2.11. Conclusion sur la géométrie outil

L'endommagement de l'outil observé optiquement se fait suivant deux modes :

- rupture de bec outil : variation des efforts F_X et F_Y traduite par l'évolution de F_{res_moy} ,

- dégradation progressive de la géométrie en bout d'outil : non détectable par $F_{res_{moy}}$, mais visible par sur le profil d'effort FZ.

L'ensemble des analyses effectuées permet de conclure à un processus de dégradation de l'outil non continu. Se pose alors la question de la prédiction de la durée de vie et de la surveillance dynamique de l'endommagement. Une solution est présentée dans le paragraphe suivant.

5.2.2.12. Suivi dynamique en usinage

A chaque passe, deux accéléromètres placés sur le fourreau de broche vers l'emplacement présumé des roulements avant mesurent les vibrations (suivant X et suivant Y). Une analyse FFT, en et hors usinage, permet d'identifier et de caractériser les modes. Le logiciel utilisé (*Contrôle de broche - Sté ELPs*) exprime l'amplitude d'un mode dans 3 unités (l'accélération mesurée en m/s^2 , puis par intégration calcule le déplacement en μm et la vitesse en mm/s). Ainsi, l'amplitude de chaque mode à chaque passe de l'essai est caractérisée.

Les fréquences de rotation de la broche et de passage de dent sont facilement identifiables. D'autres modes propres apparaissent. L'analyse FFT est conduite en plusieurs points sur chaque passe, les fréquences modales sont stables mais leur amplitude varie.

Les équations 0 et 0 permettent de calculer la fréquence de rotation de la broche F_{o_1} et celle de passage de dent F_{o_z} pour l'essai (D3Z2, $V_c = 25 m/min$.)

$$F_{o_1} = \frac{1000 * V_c}{\pi * D * 60} = \frac{1000 * 25}{\pi * 3 * 60} = 44.2 \text{ Hz} \quad (5-6)$$

$$F_{PD} = F_{o_z} = Z * F_{o_1} \text{ soit } F_{o_2} = 2 * 44.2 = 88.4 \text{ Hz} \quad (5-7)$$

La Fig. 5-19-a donne l'analyse modale du signal enregistré à chaque passe pour un seul accéléromètre (direction non précisée). L'amplitude est exprimée dans les 3 unités (μm , mm/s , m/s^2). Un graphique pour chaque unité (Fig. 5-19-b, c, d) donne l'évolution de l'amplitude des modes propres au cours de l'essai.

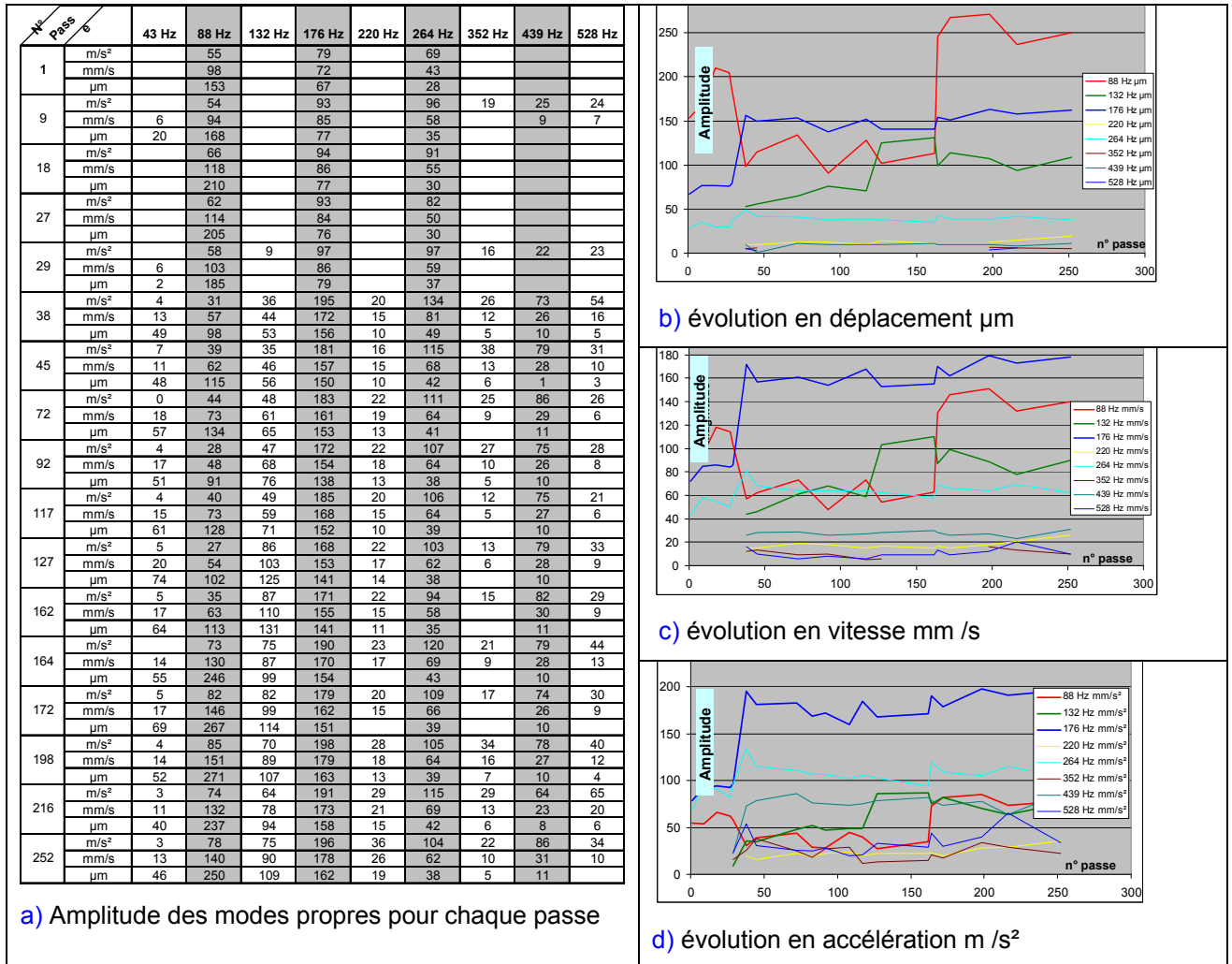


Fig. 5-19 a) Analyse modale pour chaque passe et évolution de l'amplitude des modes propres en: b) déplacement, c) vitesse et d) accélération

(D3Z2, acier 316L HM, $V_c = 25 \text{ m/min}$, $F_z = 67 \mu\text{m/dt/tr}$, $A_p = 1 \text{ mm}$, $A_e = 0.5 \text{ mm}$)

Les principaux modes identifiés par ordre d'amplitude décroissante sont : $F_{o4} = 176 \text{ Hz}$, $F_{o2} = 88 \text{ Hz}$ et $F_{o1,5} = 132 \text{ Hz}$. Les modes n° 1 ou n° 2 devraient être dominants, ce n'est pas le cas ici. Le placement des accéléromètres reste à optimiser. L'évolution de l'amplitude est comparable pour plusieurs modes. L'évolution du mode n°4 $F_{o4} = 176 \text{ Hz}$ est analysée car il offre une amplitude maximale et peu de dispersion entre les 3 unités.

Sur la Fig. 5-20 cette l'évolution est superposée avec la mesure des efforts de coupe $F_{res_{moy}}$. Le placement des accéléromètres n'est pas optimisé. Le nombre de points traités est limité (dépouillement manuel des données). Certains points pourraient être moyenné pour améliorer la corrélation.

La corrélation entre les évolutions est évidente sur toute la durée de l'essai et plus particulièrement lors de la détérioration de l'outil à la passe n°35.

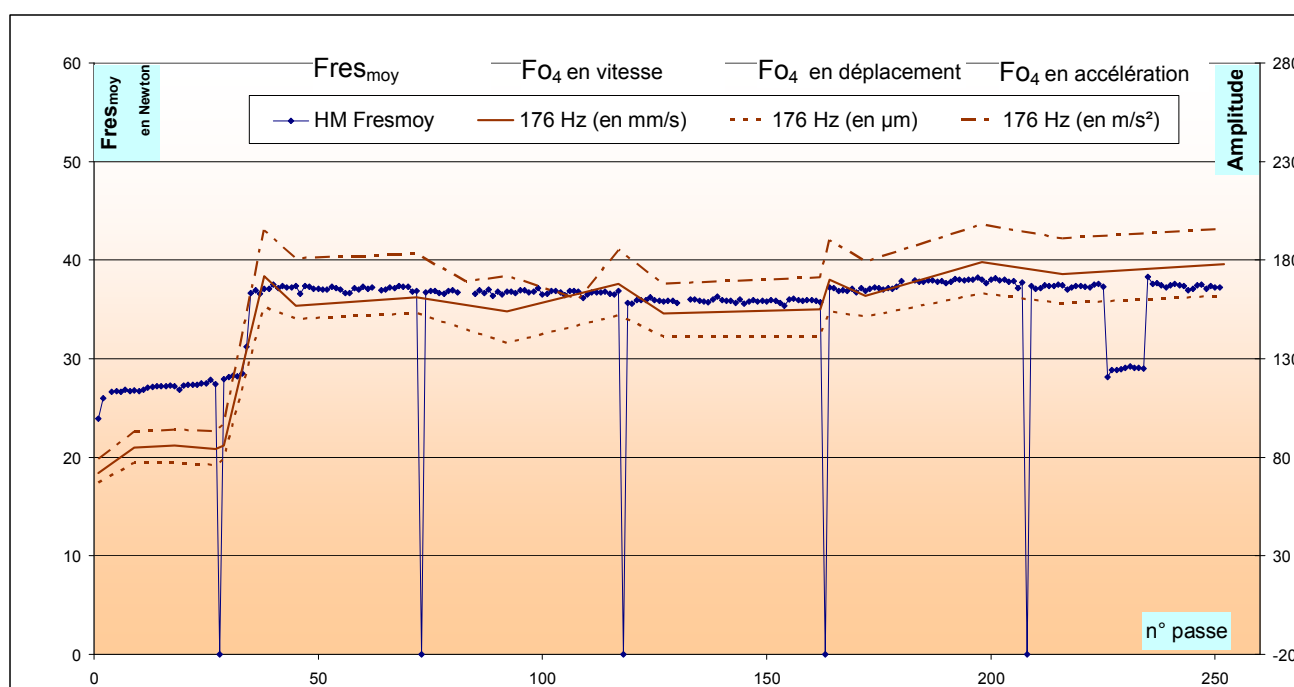


Fig. 5-20 Evolution d'amplitude du mode dominant $F_{o4} = 176$ Hz et $F_{res_{moy}}$ lors de l'essai
(D3Z2, acier 316L HM, $V_c = 25$ m /min, $F_z = 67$ µm /dt /tr, $A_p = 1$ mm, $A_e = 0.5$ mm)

Le suivi accélérométrique en cours d'usinage semble être une approche efficace pour détecter un certain type d'endommagement. C'est une solution simple, robuste, économique et pérenne même dans un environnement difficile avec lubrification à l'huile entière et projections de copeaux. Les autres campagnes d'essais seront surveillées de cette façon pour valider la pertinence de ces corrélations endommagement outil / suivi dynamique accélérométrique.

5.2.2.13. Etat de surface

L'état de surface obtenu avec la fraise D3Z2 est présenté en Fig. 5-21. Le passage de dent déjà rapproché ($F_z = 67 \mu\text{m}$) est très serré le long du bord dressé ($A_e = D/4$). Le travail de chaque dent est difficilement identifiable. Les états de surface sont peut être influencés par l'endommagement en bout de l'outil. Les analyses ne sont pas développées par faute de temps.

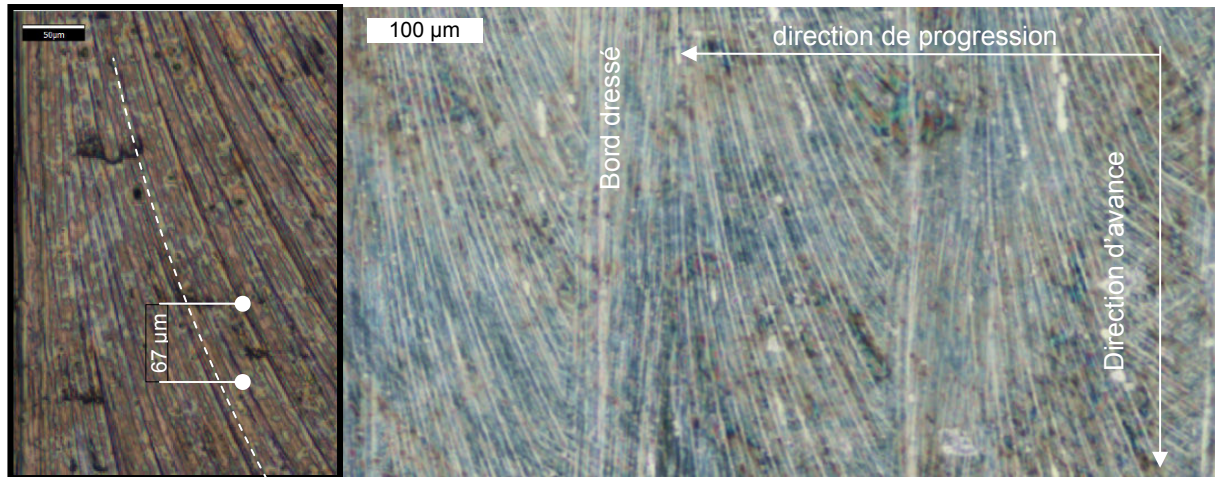


Fig. 5-21 Etat de surface obtenu avec la fraise D3Z2 éprouvette HM#3.01 passe n° 24-27 (D3Z2, acier 316L HM, $V_c = 25 \text{ m/min}$, $F_z = 67 \mu\text{m/dt/tr}$, $A_p = 1 \text{ mm}$, $A_e = 0.5 \text{ mm}$)

5.2.3. Fraise D0.5Z2

L'essai d'usure n'est pas conduit avec la fraise D0.5Z2. Sa géométrie de coupe est identique à celle de la fraise D3Z2, au facteur d'échelle près. Il est possible que son endommagement suive le même processus que celui observé et analysé précédemment. Des analyses sont possibles à partir des données déjà existantes obtenues lors des essais du § 4 (pour les 3 nuances d'acier 316L).

Evolution des efforts

Dans l'essai COM en H (n°2009.03.26), l'outil D0.5Z2 réalise des fraisages épaulés de 9 mm non débouchants. A chaque passe la vitesse F_z varie (plage de 1 à $30 \mu\text{m/dt/tr}$). Pour vérifier l'usure de l'outil et la cohérence de l'essai, une passe de vérification à $F_z = 10 \mu\text{m/dt/tr}$ est régulièrement réalisée. La Fig. 5-22 présente l'évolution de W_c lors de cette passe de vérification pour deux outils (D0.5Z2#43 et D0.5Z2#45). La dispersion des résultats est faible pour l'outil #43 et importante pour l'outil #45 (peut être influencés par un mal rond initial $\approx 5 \mu\text{m}$). Cette évolution peut être décomposée en 3 étapes :

- rodage [passes 0-4],
- évolution linéaire [passes 4-44],
- évolution exponentielle [passes 44-53].

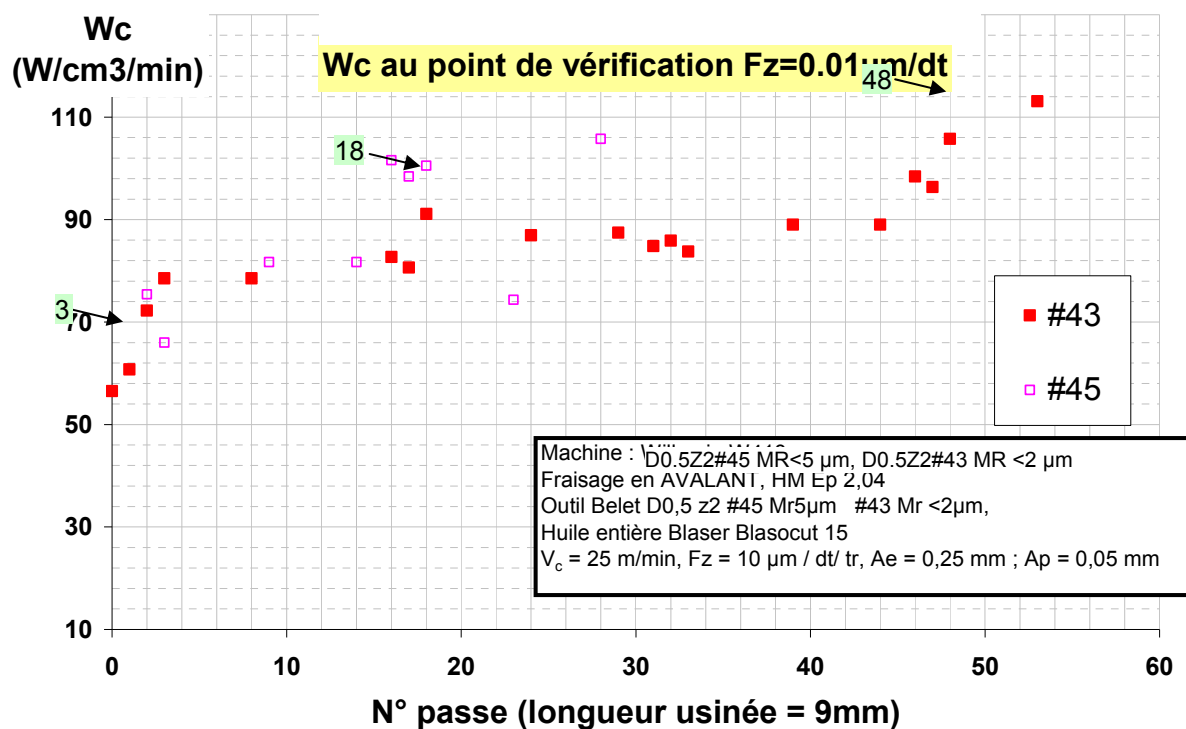


Fig. 5-22 Evolution de Wc en fonction du nombre de passes

(D0.5Z2, acier 316L HM, $V_c = 25 \text{ m /min}$, $F_z = 10 \text{ } \mu\text{m /dt /tr}$, $A_p = 0.05 \text{ mm}$, $A_e = 0.25 \text{ mm}$)

L'essai est non débouchant. Il n'y a pas de surintensité d'effort lors de la sortie outil/matière.

Pour l'outil D0.5Z2#43, sur la Fig. 5-23, une analyse du profil d'efforts sur 3 révolutions complètes de la fraise est proposée pour les passes n°3 (noir), 18 (bleu) et 48 (en rose) (Fig. 5-22 flèches noires). Le signal n'est ni filtré ni lissé. La FPD est de $265 * 2 = 530 \text{ Hz}$.

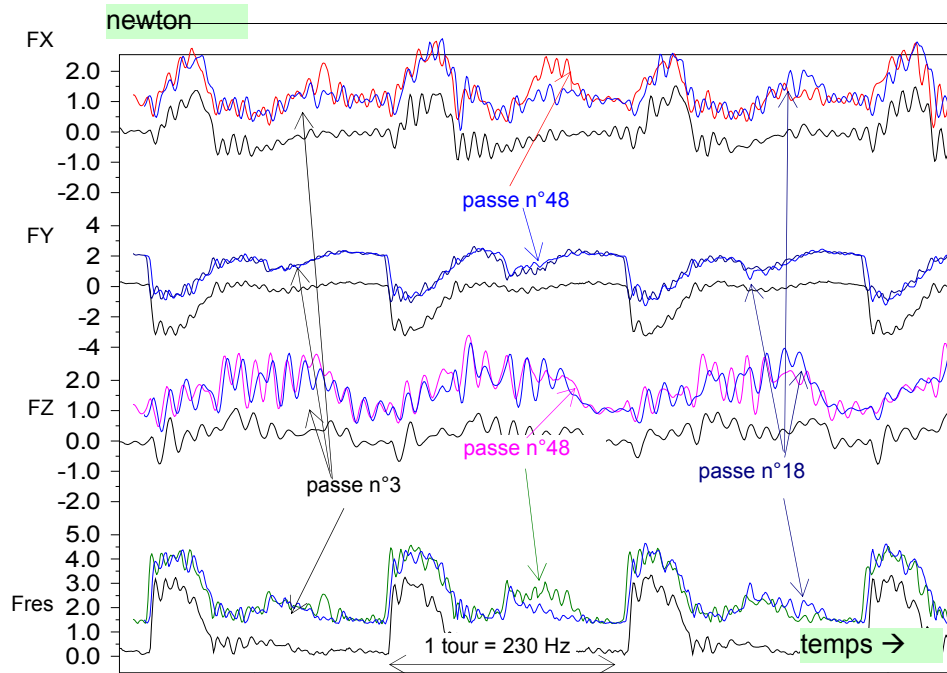


Fig. 5-23 Evolution du profil des efforts sur la fraise D0.5Z2#43 pour les passes 3, 18 et 48

(COM en H n°2009.03.26)

(D0.5Z2, acier 316L HM, $V_c = 25 \text{ m/min}$, $F_z = 10 \text{ }\mu\text{m/dt/tr}$, $A_p = 0.05 \text{ mm}$, $A_e = 0.25 \text{ mm}$)

La valeur initiale du mal rond est d'environ $2 \text{ }\mu\text{m}$.

Le profil d'effort est évolutif pour FX, Fres et FZ, mais sans variations pour FY qui ne sera pas analysé. En observant Fres au début de l'essai (Fig. 5-23, passe n°3 en noir), une seule dent usine, le taux de mal rond est pratiquement infini et non calculable. Progressivement, le profil d'effort de la 2nd dent devient observable à la passe n°18 (en bleu) et à la passe n°48 (en vert). Le ratio de mal rond diminue [∞ ; 180% ; 167%]. Pourtant l'intensité de la 1^{ère} dent ne diminue pas.

Le profil FZ évolue. Initialement très faible ($< 0.4 \text{ N}$) il augmente ($> 1.0 \text{ N}$) dès la passe n° 18. C'est le signe de l'usure en bout de l'outil.

Cet essai est conduit avec un $A_p = 50 \text{ }\mu\text{m}$. La coupe en bout de l'outil est importante vis-à-vis de la coupe en roulant. L'endommagement de l'outil doit être considéré et évalué pour ces deux tailles.

Usure outil

La reconstruction 3D sous microscopie fait apparaître une usure régulière pour l'outil avant la rupture étendue d'un bec. L'observation de l'outil D0.5Z2 se fait suivant les 3 directions :

- vue en bout [Fig. 5-24](#),
- vue face de coupe [Fig. 5-25](#),
- vue latérale face de dépouille [Erreur ! Source du renvoi introuvable..](#)

L'endommagement de l'outil D0.5Z2#38 montre :

- un plat d'usure de la face en bout (talonnage de l'outil en bout) qui modifie α_{bout} de -3° ,
- un plat d'usure de la face de coupe (gouge) qui modifie γ de -15° ,
- un plat d'usure de la face de dépouille (listel) qui modifie $\alpha_{\text{latéral}}$ de -15° ,
- un recul du bec outil suivant 3 directions (env. $100 \mu\text{m} \times 7 \mu\text{m} \times 6 \mu\text{m}$),
- la présence d'adhésions, rayées par frottement,
- des petites ébréchures,
- une usure pouvant être très déséquilibrée entre chaque dent,
- la disparition de l'angle d'hélice,
- la mort d'outil par rupture prononcée d'un bec.

L'usure est régulière, ce qui valide l'évolution progressive des efforts. Les adhésions présentes attestent d'un frottement intense aux interfaces de l'outil. La géométrie de coupe positive est sensible à l'usure. L'usure doit affecter les dimensions usinés sur la pièce (par exemple en rainurage, la rainure sera moins large). La résistance du bec est limitée par un faible angle de taillant.

L'optimisation de la géométrie de coupe de l'outil D0.5 doit permettre de limiter les variations géométriques observées dues à l'usure et d'augmenter la ténacité du bec.

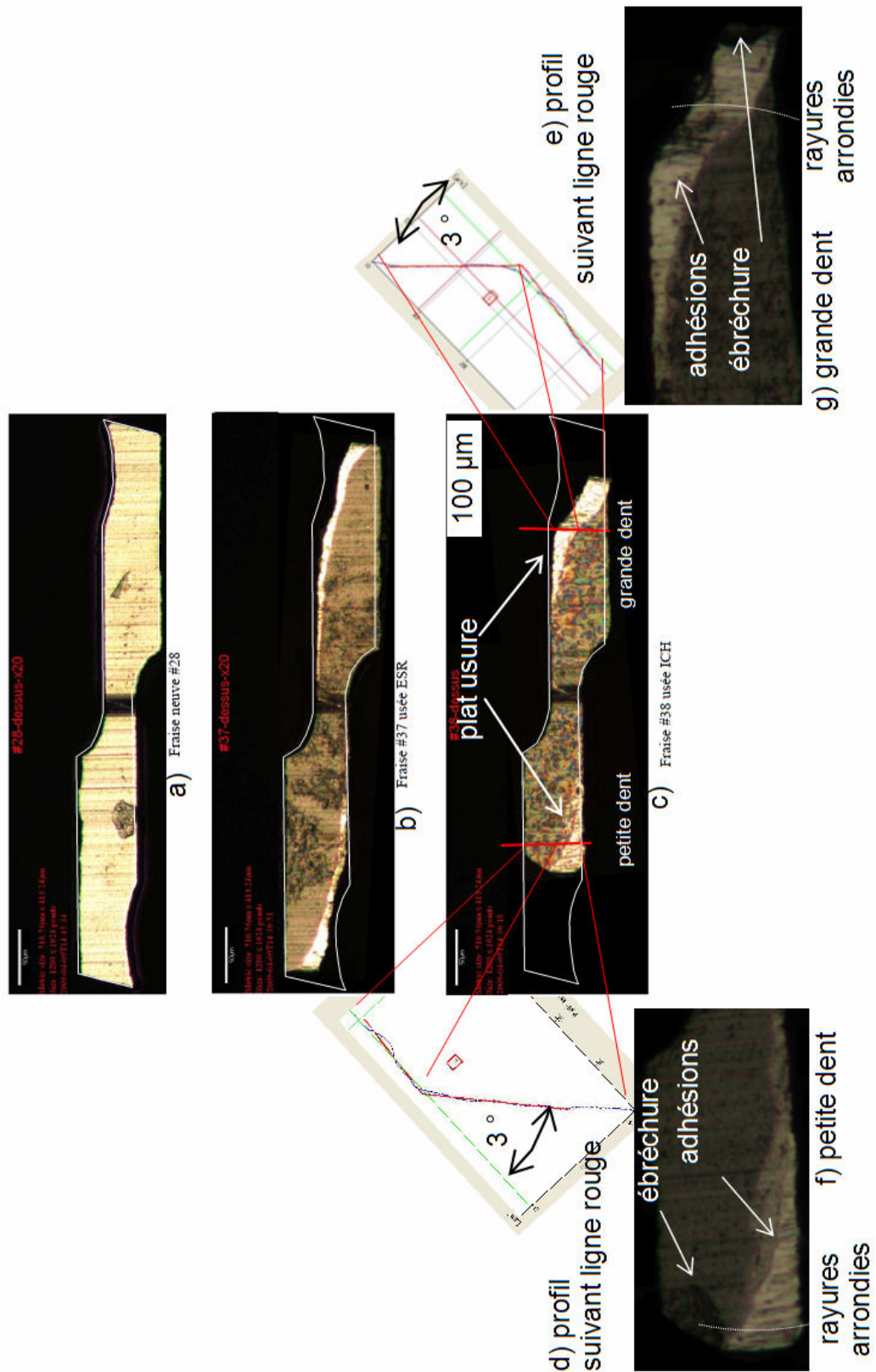


Fig. 5-24 Vue en bout fraise D0.5Z2 a) état neuf et usée après usinage d'acier 316L, nuance b) ESR, c) ICH et profil des dents usées d), f) petite dent, e), g) grande dent ($V_c = 25 \text{ m/min}$, $F_z = 10 \text{ } \mu\text{m/dt/tr}$, $A_p = 15 \text{ } \mu\text{m}$, $A_e = 0.25 \text{ mm}$)

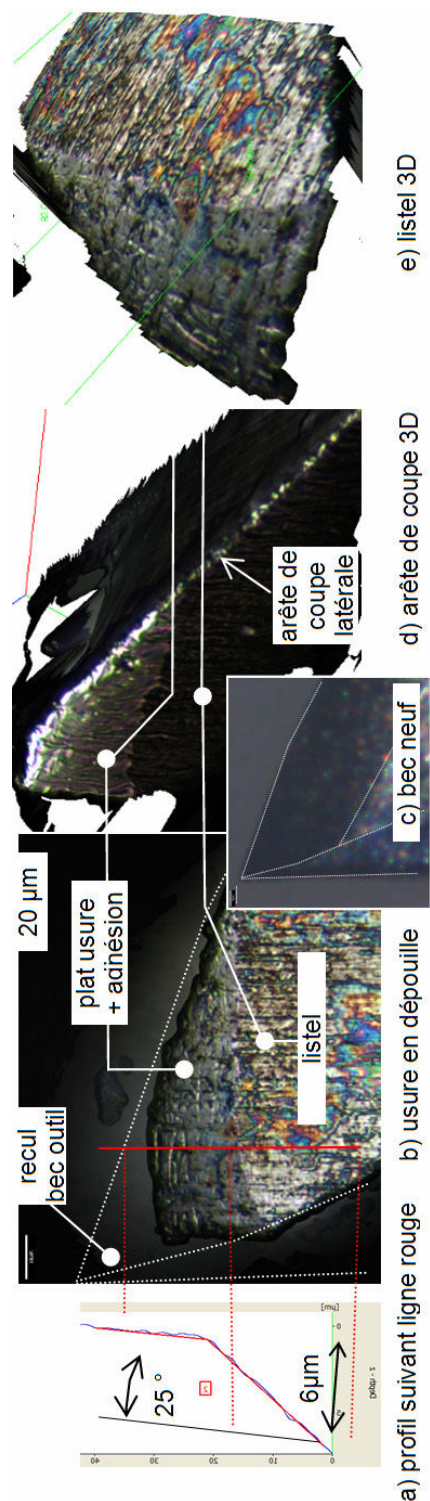
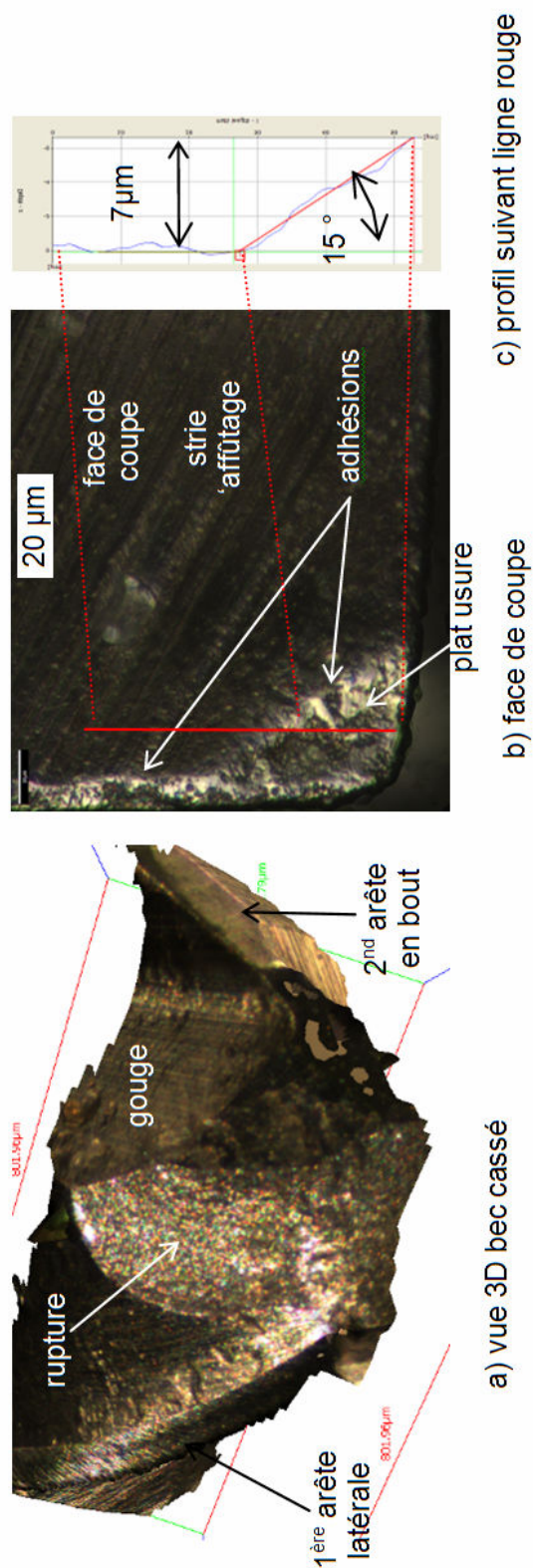


Fig. 5-25 Face de coupe fraise D0.5Z2#38 usée | **Fig. 5-26 Face de dépouille fraise D0.5Z2#38 usée**
(D0.5Z2#38, nuance ICH, $V_c = 25 \text{ m/min}$, $F_z = 10 \text{ µm/dt/tr}$, $A_p = 15 \text{ µm}$, $A_e = 0.25 \text{ mm}$)

Etat de surface

Le dessin de la trace du passage de dent théorique permet l'analyse de l'usure de l'outil.

La trajectoire de la dent pour une avance de $10 \mu\text{m}/\text{tr}$ et un diamètre de $500 \mu\text{m}$ peut être approchée par un cercle du diamètre de l'outil. L'état de surface (Fig. 5-27) réalisé avec la fraise D0.5Z2 usée montre que la trace du passage de dent n'est pas continue ni de forme trochoïdale. Les « $\frac{1}{4}$ de cercle » sont de direction opposée à la direction d'avance en mode opposition et de même sens en mode avalant. Le rayon de courbure des arcs n'est pas constant ($250 \mu\text{m}$) mais diminue en se rapprochant de l'axe de l'outil ($150 \mu\text{m}$). La géométrie de l'outil en bout, pour le rayon compris entre 150 et $250 \mu\text{m}$, est usée. Ces arcs de plus petit rayon ne sont pas recouverts. Ils sont marqués sur la surface bien après le passage de bec. Il n'y a pas que le bec outil qui génère cette surface mais plusieurs segments de l'arête en bout.

L'outil progresse pour la passe suivante. Le centre outil (moins usé) passe au dessus de la trace périphérique du bec usé mais ne l'« efface » pas. Le bord dressé doit être plus bas que le centre outil. La fraise dévient sous l'action des efforts, le bec outil (usé) vient « piocher » plus profondément dans la surface. La présence de « tâches » correspond peut être à une transition d'épaisseur coupée (0 à H) lorsque le bec vient piocher et provoque un tartinage.

Lorsque l'usure est plus prononcée, le bec recule dans les 3 directions. L'état de surface évolue (Fig. 5-28). Les détails repérés sur la surface se modifient :

- la trace ① diminue de rayon : l'outil s'use en bout,
- la trace ② du bec est limitée, les « tâches » disparaissent : le bec usé ne pioche plus (ou moins),
- la trace ③ est effacée et remplacée par un arc opposé à la direction d'avance : arête en bout non usée vers le centre de l'outil,
- des tartinages de $0.7 \mu\text{m}$ de haut apparaissent.

L'état de surface obtenu en surfacage (stratégie aller/retour) (Fig. 5-29) est surprenant par la répétition périodique de motifs. Elle est composée de motifs répétés horizontalement suivant un pas de $250 \mu\text{m}$ (valeur de A_e) et verticalement suivant un pas de $300 \mu\text{m}$. L'avance F_z est de $10 \mu\text{m}/\text{dt}/\text{tr}$, soit $20 \mu\text{m}$ par tour. La rotation de l'outil est à 265 Hz ($V_c = 25 \text{ m/min}$). La fraise marque la surface tous les 15 tours, soit une fréquence de motif de 35 Hz , comme si l'avance s'arrêtait, laissant le temps à la fraise de faire au moins 1 rotation sur place (cercle complet). Deux analyses sont proposées :

- l'acquisition simultanément aux efforts du signal de déplacement issu des règles machine (avance) : connaissance de l'avance, vitesse, accélération réelle du déplacement,
- des vibrations stationnaires (35 Hz) existent sur la machine d'usinage.

Le profil d'efforts lors d'une passe est présenté en (Fig. 5-30-a). Le ratio de mal rond est de 232% .

La modulation du profil enveloppe d'efforts (Fig. 5-30-b) est comparé à un signal modulé à 35Hz. Si la pulsation peut correspondre, la variation d'amplitude du profil enveloppe d'efforts semble faible.

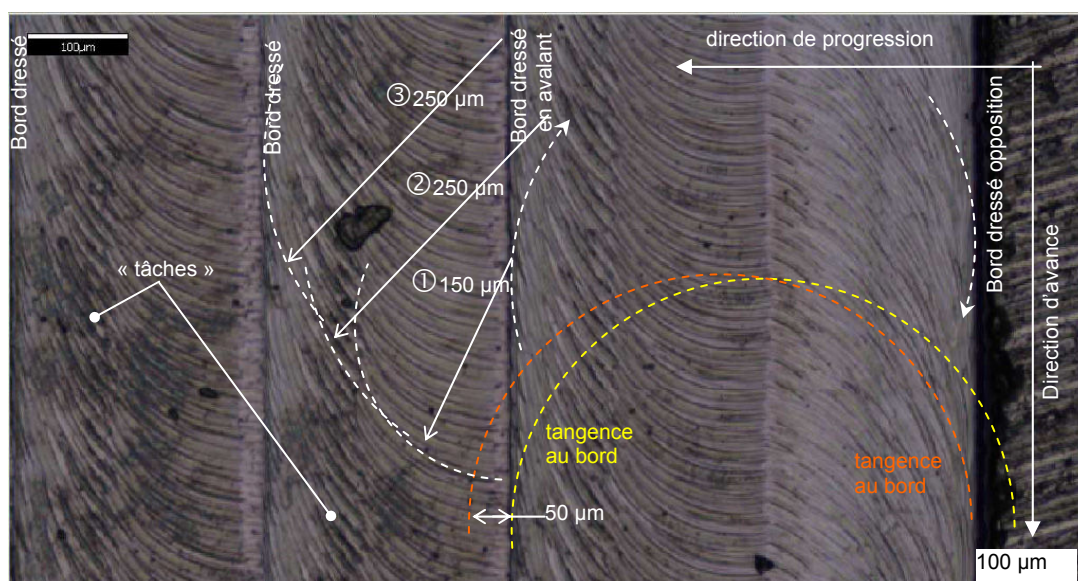


Fig. 5-27 Etat de surface obtenu en rainurage puis fraisage épaulé : outil utilisé

(D0.5Z2#38, acier 316L ESR, $V_c = 25$ m/min, $F_z = 10$ μm /dt /tr, $A_p = 15$ μm, $A_e = 0.25$ mm)

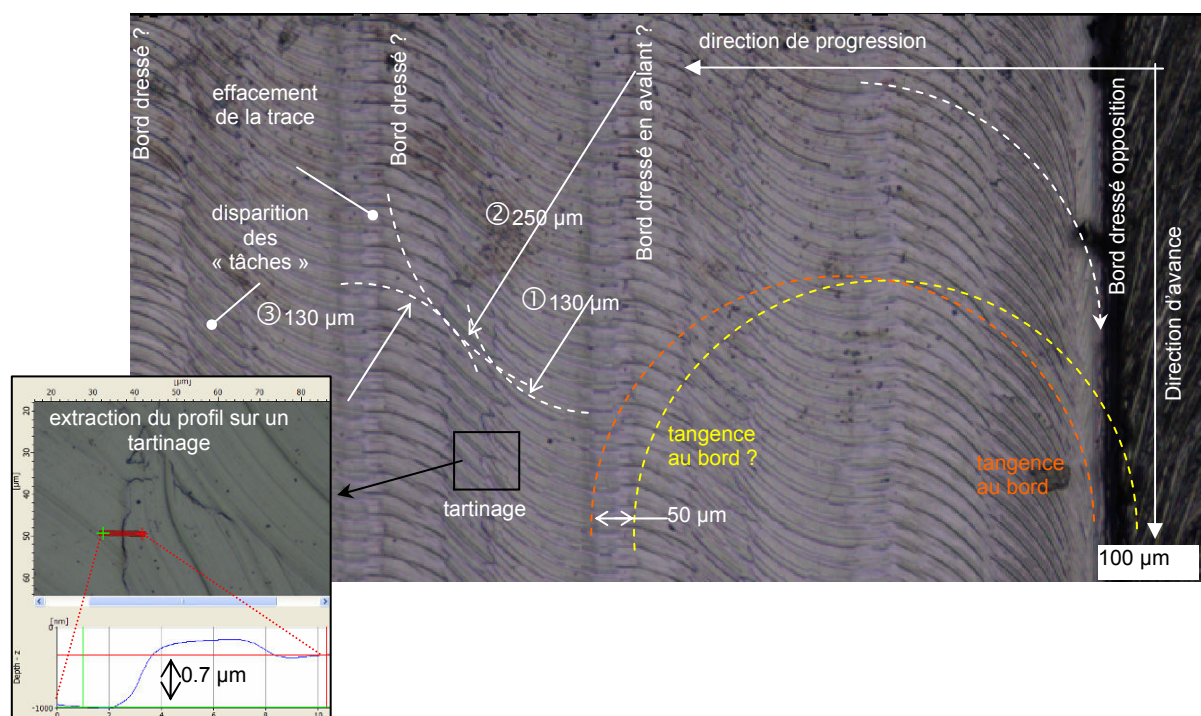


Fig. 5-28 Etat de surface obtenu en rainurage puis fraisage épaulé : outil très utilisé

(D0.5Z2#38, acier 316L ESR, $V_c = 25$ m /min, $F_z = 10$ μm /dt /tr, $A_p = 15$ μm, $A_e = 0.25$ mm)

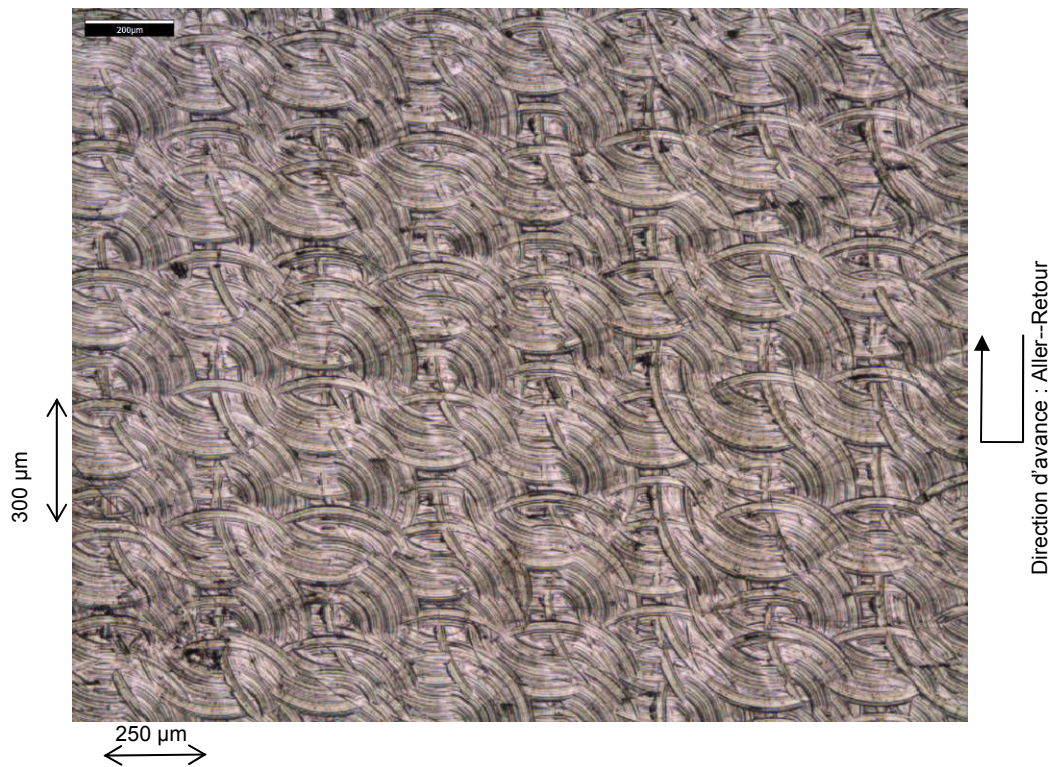


Fig. 5-29 Etat de surface obtenu en surfacage (stratégie aller/retour)

(D0.5Z2#20, acier 316L HM, $V_c = 25 \text{ m/min}$, $F_z = 10 \text{ μm/dt/tr}$, $A_p = 15 \text{ μm}$, $A_e = 0.25 \text{ mm}$)

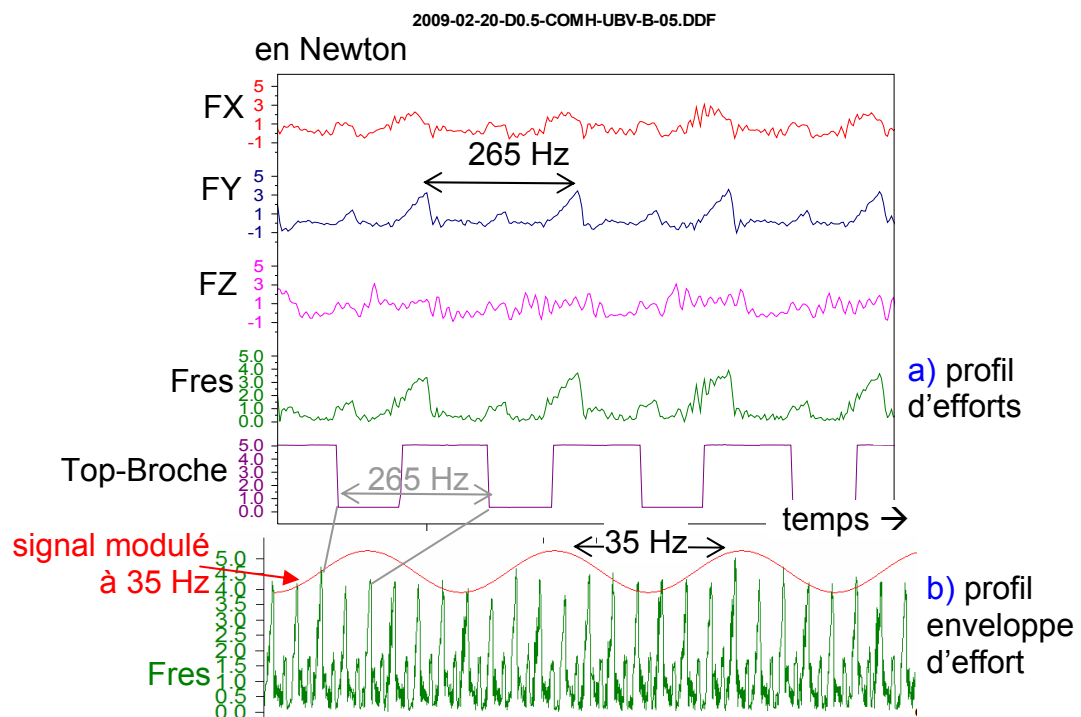


Fig. 5-30 Profil d'efforts lors du surfacage

(D0.5Z2#20, acier 316L HM, $V_c = 25 \text{ m/min}$, $F_z = 10 \text{ μm/dt/tr}$, $A_p = 15 \text{ μm}$, $A_e = 0.25 \text{ mm}$)

5.2.4. Conclusion

Les analyses menées permettent de conclure à :

- une corrélation entre l'endommagement et :
 - l'évolution de Fresmoy,
 - le suivi dynamique par accéléromètre,
- une surintensité en sortie d'usinage non expliquée,
- une influence des E/S sur l'endommagement de l'outil.

Le processus observé de dégradation de l'outil qui, en début d'utilisation, est continu mais devient discontinu après l'apparition d'un écaillage ou d'une rupture de bec (évènement catastrophique). La géométrie initiale de l'outil peut être optimisée en installant directement sur l'outil neuf :

- un angle de coupe négatif ou nul,
- un angle de taillant le plus élevé possible (90° ou plus),
- un angle de dépouille réduit à quelques degrés,
- un bec outil tenace (renforcement par exemple par rayonnage),
- un frottement réduit à l'interface outil/copeau (stries d'affûtage, revêtement)
- une absence de mal rond (outil mono dent).

Le suivi de l'évolution de l'effort axial renseigne l'endommagement en bout d'outil. Celui-ci pourrait être suivi en temps réel par une mesure accélérométrique.

Les perspectives pourraient être la mesure de la flexion de l'outil en instantanée pour permettre des analyses plus détaillées.

Pour l'outil D0.5Z2, l'usinage est avec un A_p faible. L'analyse des efforts de coupe est délicate.

Testé avec les 3 nuances d'acier, son endommagement semble progressif avec quelques évènements catastrophiques (ruptures de bec). Le terme d'usure peut être employé.

L'état de surface est sensible à l'usure en bout. La face en bout de l'outil s'use et doit finir par talonner car sa dépouille devient nulle. L'analyse du profil d'effort FZ permet de caractériser cette usure.

Avec l'usure latérale, l'énergie de coupe W_c croit. Le profil en fond de rainure est l'image de la réduction du diamètre de l'outil à son extrémité du à cette usure.

Les phénomènes observés sont semblables pour les fraises D0.5Z2 que pour la fraise D3Z2.

La géométrie de coupe de l'outil d'essai actuel doit être modifiée afin de tenir compte des endommagements observés. Les améliorations seront présentées au chapitre suivant.

5.3. Influence de la population inclusionnaire

5.3.1. Acier 316L nuance HM

L'amélioration de la résistance à l'endommagement des outils peut se faire par 3 actions:

- outil : substrat, revêtement, optimisation géométrie de coupe,
- 3^{ème} corps lubrifiant : type (huile entière), additifs (d'extrême pression), forme (débit, pression, localisation, forme du jet, etc....),
- matériau usiné : population inclusionnaire (équivalent à un lubrifiant solide : sulfure de manganèse, oxyde enrobée de calcium).

Pour la coupe micro, c'est le troisième point qui est analysé dans ce paragraphe. Tous les essais d'usinage sont conduits en immersion totale dans de l'huile entière (Blasocut 15). La nuance HM contient des sulfures de manganèse MnS et est considérée à usinabilité améliorée (d'où le nom de HM venant de High Maleability) (M'Saoubi 1998). La population inclusionnaire est adoucie thermiquement lors de la coupe pour une température supérieure à 600°C (POKORNY and POKORNY 1998). L'adoucissement entraîne une plastification des sulfures de manganèse et produit des effets bénéfiques connus à l'échelle macro :

- protection de l'outil par un dépôt d'un film protecteur de MnS facilitant le glissement solide copeau/outil,
- diminution des efforts de coupe en favorisant le festonnement du copeau par des bandes de cisaillement (déformation viscoplastique des MnS facilitant le glissement cristallin).

L'objectif de ce paragraphe est de savoir si la population inclusionnaire est bénéfique pour la coupe à l'échelle micro, sachant que la densité de sulfures MnS par section coupée est faible et que la température dans la zone de coupe est limitée en UBV.

Si la population inclusionnaire présente dans la nuance HM, elle est « absente » dans la nuance ESR.

Les méthodes employées sont :

- l'analyse EDS : pour détecter la présence de dépôts de MnS sur la géométrie de coupe de l'outil ayant usiné l'acier 316L nuance HM,
- des micrographies du copeau en coupe : présence de bandes de cisaillement dans le copeau (CHANGEUX 2001)
- la morphologie du copeau : festonnement,
- des essais d'usure comparatif dans les 3 nuances (M'SAOUBI 1998) pour la fraise D3Z2.

La fraise D3Z2 usine l'acier 316L nuance HM à basse vitesse ($V_c = 25 \text{ m/min}$). Des adhésions apparaissent sur la partie active de l'outil. Le bec outil est analysé par EDS dans un MEB. Une première

analyse EDS de référence est pratiquée sur le listel « neuf » de l'outil, une seconde sur les adhésions du bec utilisé (Fig. 5-31) après 1300 mm d'usinage (équivalent à env. 80 passes de l'essai d'usure).

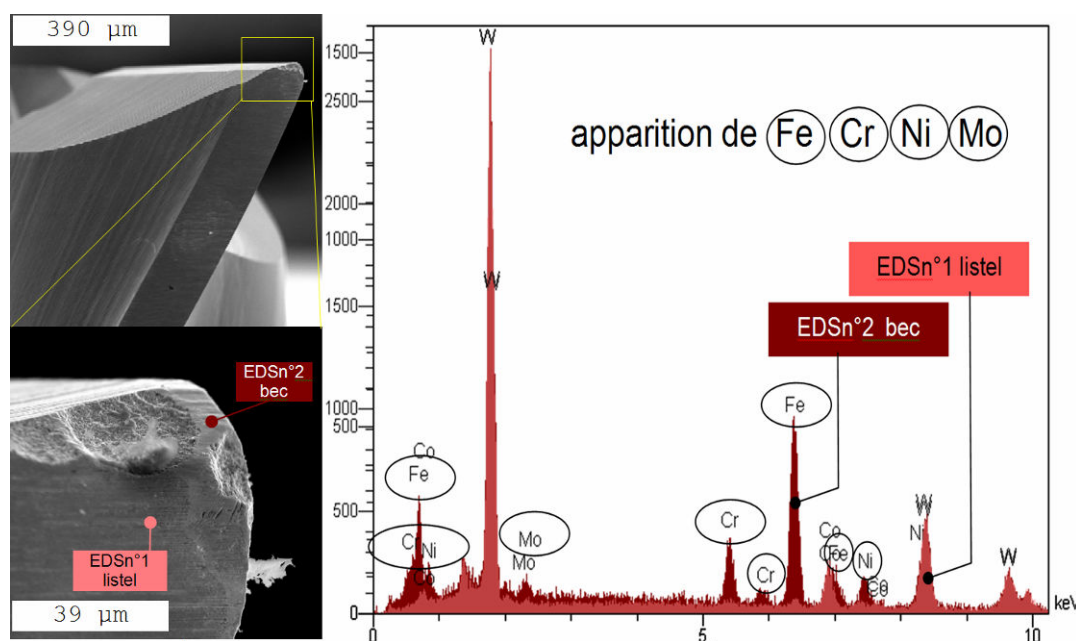


Fig. 5-31 Analyse EDS sur la fraise D3Z2#13 après 1300 mm d'usinage d'acier 316L nuance HM
($V_c = 25 \text{ m/min}$, $F_z = 50 \text{ µm/dt/tr}$, $A_e = 1.5 \text{ mm}$, $A_p = 0.2 \text{ mm}$)

Avec plusieurs analyses EDS, aucune présence de sulfures de manganèse n'est détectée sur l'arête de coupe de l'outil. C'est un transfert global de tous les composants, probablement dû à un phénomène d'adhésion à relier à une arête rapportée. L'influence des sulfures de manganèses n'est pas observée.

Pour les (micro) copeaux, leur observation au MEB avec une analyse EDS montre des sulfures de manganèses en état non modifié (comparativement au matériau de référence non usiné).

Les micrographies des (micro) copeaux (coupe en largeur et longueur) ne laissent pas apparaître de bande de cisaillement. Le (micro) copeau est très déformé. La microstructure du matériau n'est pas visible.

Les images de la morphologie des (micro) copeaux ne montrent pas de festonnement. La face libre du copeau est composée de petits plis arrondis sans rapport avec la manifestation de bandes de cisaillement. Le copeau est considéré comme continu.

L'analyse de la température permet de savoir si le seuil d'activation des inclusions peut être atteint par l'action de la coupe.

Suivant le protocole expérimental commun à tous les essais de l'étude, l'usinage est dans une « baignoire » d'huile entière renouvelée par débordement. La machine est installée dans le local climatisé

régulé à 23°C. Le volume d'huile dans la machine est important (150 l) assurant une température constante du lubrifiant utilisé. En usinage, la température de l'huile est contrôlée (sortie de pompe à lubrifiant) à env. 39°C max. La température dans la zone de coupe semble ne pas être élevée, il n'y a pas de fumée visible autour de l'outil usinant, contrairement aux fraisages lors de la préparation des éprouvettes (à $V_c = 180$ m/min et une fraise D6).

L'huile entière est peu conductrice thermiquement. Sa chaleur latente est élevée, son pouvoir refroidissant est plus faible que celui d'une émulsion aqueuse ou d'un fluide synthétique. La température dans l'environnement de la zone de coupe est mal évacuée par le lubrifiant. Le matériau coupé est considéré comme réfractaire (conduction deux fois moindre que celle d'un acier courant). L'acier 316L est propice à conserver dans la zone d'usinage de l'outil la température développée par la coupe.

Les (micro) copeaux formés sont de couleur grise. Ils n'atteignent jamais une couleur « gorge de pigeon, mordorée » ou bleue, caractéristique d'une oxydation à température élevée. L'usinage étant dans une « baignoire » d'huile entière, il faudrait vérifier si l'oxydation (changement de couleur du copeau) est possible en immersion.

Le niveau de température atteint en micro-coupe (pour tous les essais de l'étude) ne semble pas comparable à celui obtenu en coupe macro. En conditions de coupe micro, l'usinage est à basse vitesse de coupe. La température dans la zone de coupe est basse et non localisée. La température dans les zones primaire et secondaire de cisaillement n'atteint apparemment pas la température d'activation des sulfures de manganèse. Ces sulfures restent alors à l'état solide, sans plastification ni déformation viscoplastique.

Sur une micrographie révélant les inclusions, la visualisation de la section copeau en coupe micro permet de comprendre la notion de « désertification » des MnS dans les sections coupées.

Les conditions réglementaires d'emploi du 316L (contact avec la peau) imposent un taux maximal de ces sulfures ne dépassant pas 0.03%. Il y a moins d'inclusion en % massique, leur taille restant identique, leur population en nombre d'individus diminue. La probabilité de « tomber » sur une inclusion lors d'un passage de dent (en coupe micro) devient alors très faible.

Pour conclure, l'activation des MnS est discutable à l'échelle de la coupe microscopique, mais encore faut-il disposer de MnS en quantité suffisante.

Pour bénéficier d'un effet matériau en coupe micro, il faudrait développer :

- des types de population inclusionnaire agissant dès les basses températures (< 400 à 500°C),
- ayant un spectre d'activation permettant aussi la coupe macro développant de fortes températures (proche de 1000°C),

- ayant une dispersion plus élevée (à % massique constant) assurant un taux de présence statistique assuré pour chaque section coupée.

La taille de grain du matériau devient critique. Une nuance à très petite taille de grain serait donc nécessaire (en restant attentif à l'augmentation de dureté qui en résulterait).

L'usinage peut être vu comme une compétition entre l'adoucissement thermique (vitesse de coupe) et le durcissement structural (déformations). L'adaptation de la composition chimique du matériau aux problématiques d'usinage basse vitesse UBV est une perspective à développer pour favoriser l'usinabilité à l'échelle micro. A l'échelle macro, l'adoucissement thermique est favorisé par l'action de la population inclusionnaire ou d'un élément de la composition chimique de l'acier (Cu). Une autre possibilité est de réduire le durcissement structural engendré par la coupe, en modifiant par exemple la teneur en nickel dans l'acier 316L. Seul le Ni est difficilement usinable mais en tant qu'élément d'addition dans l'acier 316L, il modifie l'écrouissabilité de l'acier. Cette perspective est évoquée avec la collaboration du service usinabilité de la société Ugitech.

D'une part, la nuance HM optimisée pour l'UGV, ne génère pas les effets attendus en UBV (adoucissement thermique), et d'autre part, la nuance ESR optimisée pour résister à la corrosion avec une teneur en nickel renforcée, génère peut être, des effets positifs lors de la coupe (moindre durcissement structural). Finalement, la différence d'usinabilité en micro-fraisage entre les nuances HM et ESR s'estompent, l'une tirée vers le bas et l'autre tirée vers le haut.

5.3.2. Acier 316L nuances ICH et ESR

Les essais sont conduits avec des outils D3Z2 neufs et des éprouvettes prélevées dans l'acier 316L nuance ICH et ESR. D'abord, les copeaux et la variation de l'énergie de coupe sont comparés avec ceux de la nuance HM. Ensuite un essai d'usure de type longue durée est mené. Le protocole expérimental, les moyens de caractérisation et méthodes d'analyse employés sont identiques à ceux utilisés au § 5.2.

Une première partie du plan d'essais impose 4 épaisseurs coupées (Tab. 5-5) en fonction de la taille de grain du matériau et du rayon d'acuité d'arête R_β . Le facteur vitesse de coupe est choisi à 2 niveaux : basse vitesse de coupe (25 m/min) représentative de l'échelle micro et usinage à grande vitesse (250 m/min).

$H_c \text{ max}$ en μm	1	15	50	100		V_c en m/min
Ratios	$R_{Hc/R\beta} < 1$	$R_{Hc/R\beta} = 1$	$R_{Hc/R\beta} > 1$		UBV	25
	$R_{Hc/T_g} < 1$		$R_{Hc/T_g} = 1$	$R_{Hc/T_g} > 1$	UGV	250

Tab. 5-5 Epaisseurs coupées, ratios d'acuité d'arête et tailles de grain utilisés pour le plan d'essais

5.3.3. Plan d'essais

Les caractéristiques détaillées du plan d'essais sont données dans le [Tab. 5-6](#).

Fraise D3Z2#20 Nuance H Ap = 1 mm Ae = 0.5
05/05/2009

outil	D3#20				
H μ m	50	50	15	1	100
Fz mm/dt	0.067	0.067	0.02	0.001	0.134
Vc m/min	25				
n° essai	1*1	1*1b	1*2	1*3	1*4
incrément	0	1	2	3	4
N° ep. HM	3.01				
Altitude Z	-1				
IMAGE					#20-T01

outil	D3#20				
H μ m	50	50	15	1	100
Fz mm/dt	0.067	0.067	0.02	0.001	0.134
Vc m/min	250				
n° essai	2*1	2*1	2*2	2*3	2*4
incrément	5	6	7	8	9
N° ep. HM	3.01				
Altitude Z	-1				
IMAGE					#20-T02

outil	D3#20
H μ m	50
Fz mm/dt	0.067
Vc m/min	25
n° essai	3*1 à 3*9
incrément	10 à 18
N° ep. HM	3.01
Altitude Z	-1
IMAGE	#20-T03

Fraise D3Z2#18 Nuance iC Ap = 1 mm Ae = 0.5
05/05/2009

outil	D3#17				
H μ m	50	50	15	1	100
Fz mm/dt	0.067	0.067	0.02	0.001	0.134
Vc m/min	250				
n° essai	2B*1	2B*1B	2B*2	2B*3	2B*4
incrément	5	6	7	8	9
N° ep. ICH	ICH-2				
Altitude Z	-1				
IMAGE		#17-T01	#17-T02	#17-T03	#17-T04

outil	D3#17				
H μ m	50	50	15	1	100
Fz mm/dt	0.067	0.067	0.02	0.001	0.134
Vc m/min	25				
n° essai	1B*1	1B*1B	1B*2	1B*3	1B*4
incrément	0	1	2	3	4
N° ep. ICH	ICH-2				
Altitude Z	-1				
IMAGE					#17-T05

outil	D3#17			
H μ m	50			
Fz mm/dt	0.067			
Vc m/min	25			
n° essai	3B*1 à 4B*9	5B*1 à 7B*9	8B*1 à 10B*9	11B*1 à 11B*9
incrément	1 à 18	19 à 45	46 à 72	73 à 81
N° ep. ICH	ICH-2			
Altitude Z	-1	-2	-3	-4
IMAGE	#17-T06 à #17-T07	#17-T08 à #17-T10	#17-T11 à #17-T13	#17-T14

Fraise D3Z2#16 Nuance ESR
05/05/2009

Ap = 1 mm Ae = 0.5

outil	D3#16				
H μ m	50	50	15	1	100
Fz mm/dt	0.067	0.067	0.02	0.001	0.134
Vc m/min	25				
n° essai	1*1B	1*1	1*2	1*3	1*4
incrément	0	1	2	3	4
N° ep. ESR	ESR-1				
Altitude Z	-1				
IMAGE					#16-T01

outil	D3#16				
H μ m	50	50	15	1	100
Fz mm/dt	0.067	0.067	0.02	0.001	0.134
Vc m/min	250				
n° essai	2*1	2*1B	2*2	2*3	2*4
incrément	5	6	7	8	9
N° ep. ESR	ESR-1				
Altitude Z	-1				
IMAGE					#16-T02

outil	D3#16	
H μ m	50	
Fz mm/dt	0.067	
Vc m/min	25	
n° essai	3*1 à 6*9	7*1 à 11*9
incrément	1 à 36	37 à 81
N° ep. ESR	ESR-1	ESR-2
Altitude Z	-1	-1
IMAGE	#16-T03 à #16-T06	#16-T07 à #16-T11

Fraise D3Z2#18 Nuance iC Ap = 1 mm Ae = 0.5
05/05/2009

outil	D3#18				
H μ m	50	50	15	1	100
Fz mm/dt	0.067	0.067	0.02	0.001	0.134
Vc m/min	25				
n° essai	1*1B	1*1	1*2	1*3	1*4
incrément	0	1	2	3	4
N° ep. ICH	ICH-1				
Altitude Z	-1				
IMAGE		#18-T01	#18-T02	#18-T03	#18-T04

outil	D3#18
H μ m	50
Fz mm/dt	0.067
Vc m/min	250
n° essai	2*1
incrément	5
N° ep. ICH	ICH-1
Altitude Z	-1
IMAGE	casse

erreur manip Ap=1.5

Tab. 5-6 Plan d'essais pour comparer les 3 nuances d'acier 316L

5.3.4. Analyse des résultats

5.3.4.1. Energie spécifique de coupe W_c

La Fig. 5-32 présente les valeurs de l'énergie W_c pour les trois nuances à différentes épaisseurs coupées et pour les deux niveaux de vitesse de coupe. Les analyses suivantes peuvent être proposées :

- les valeurs de W_c sont proches : ce résultat est attendu pour un même matériau 316L avec des nuances de dureté semblable,
- la valeur de W_c est toujours plus grande pour une basse vitesse de coupe (UBV),
- l'effet de la population inclusionnaire n'est pas visible : $W_{c_{HM}}$ parfois plus grande que $W_{c_{ESR}}$,
- pour $H_{c_{max}} = 1\mu m$, la valeur de $W_{c_{ICH}}$ ne représente que 50% de la valeur $W_{c_{HM}}$ et $W_{c_{ESR}}$.

La conclusion est l'absence d'effet de la population inclusionnaire sur l'énergie spécifique de coupe en fonction de la nuance de 316L usiné.

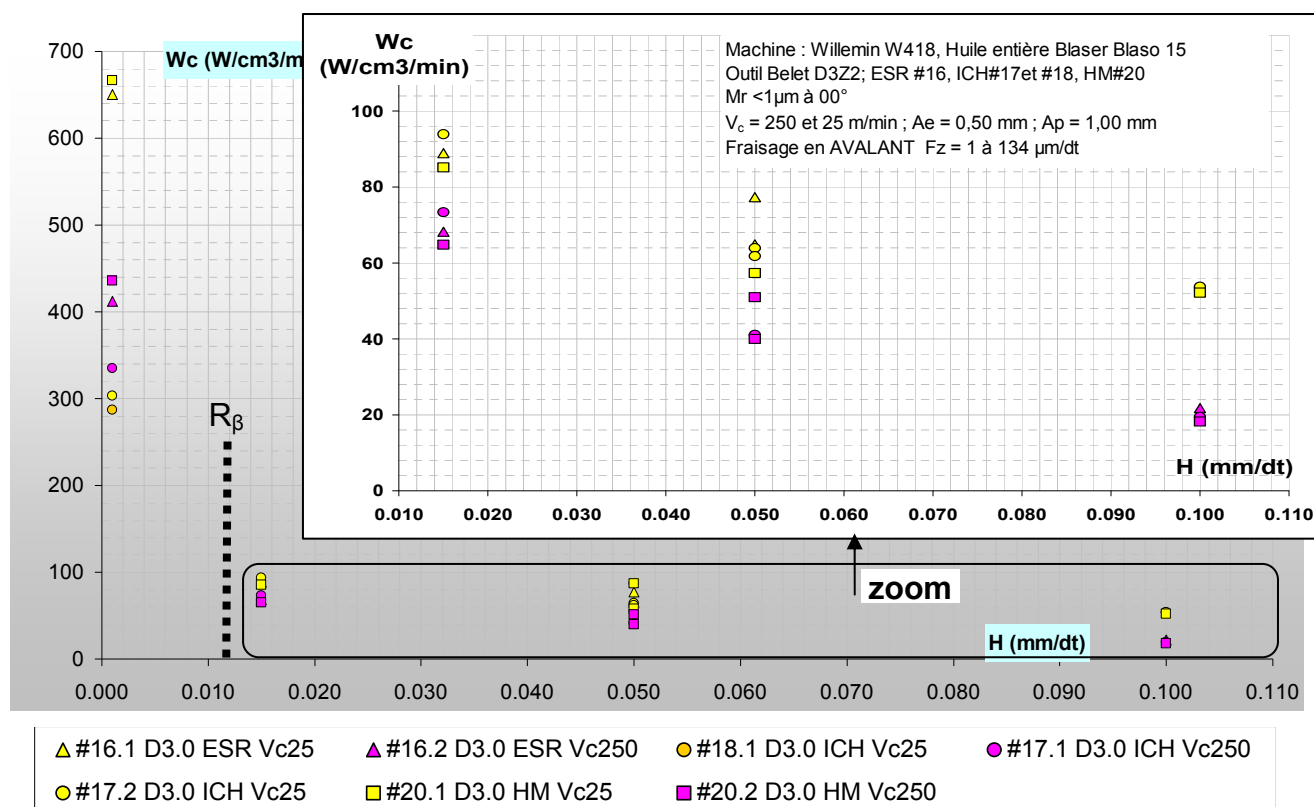


Fig. 5-32 Comparaison de l'énergie spécifique de coupe pour les 3 nuances HM, ICH et ESR (D3Z2 ; $R_\beta = 11 \mu m$; $V_c = 25$ ou 250 m /min, $A_p = 1$ mm, $A_e = 0.5mm$)

5.3.4.2. Morphologies des copeaux

La Fig. 5-33-a, c présente les morphologies des copeaux obtenus pour les nuances HM et ESR à deux épaisseurs coupées ainsi qu'une analyse EDS pratiquée sur un copeau obtenu dans la nuance HM (Fig. 5-33-c).

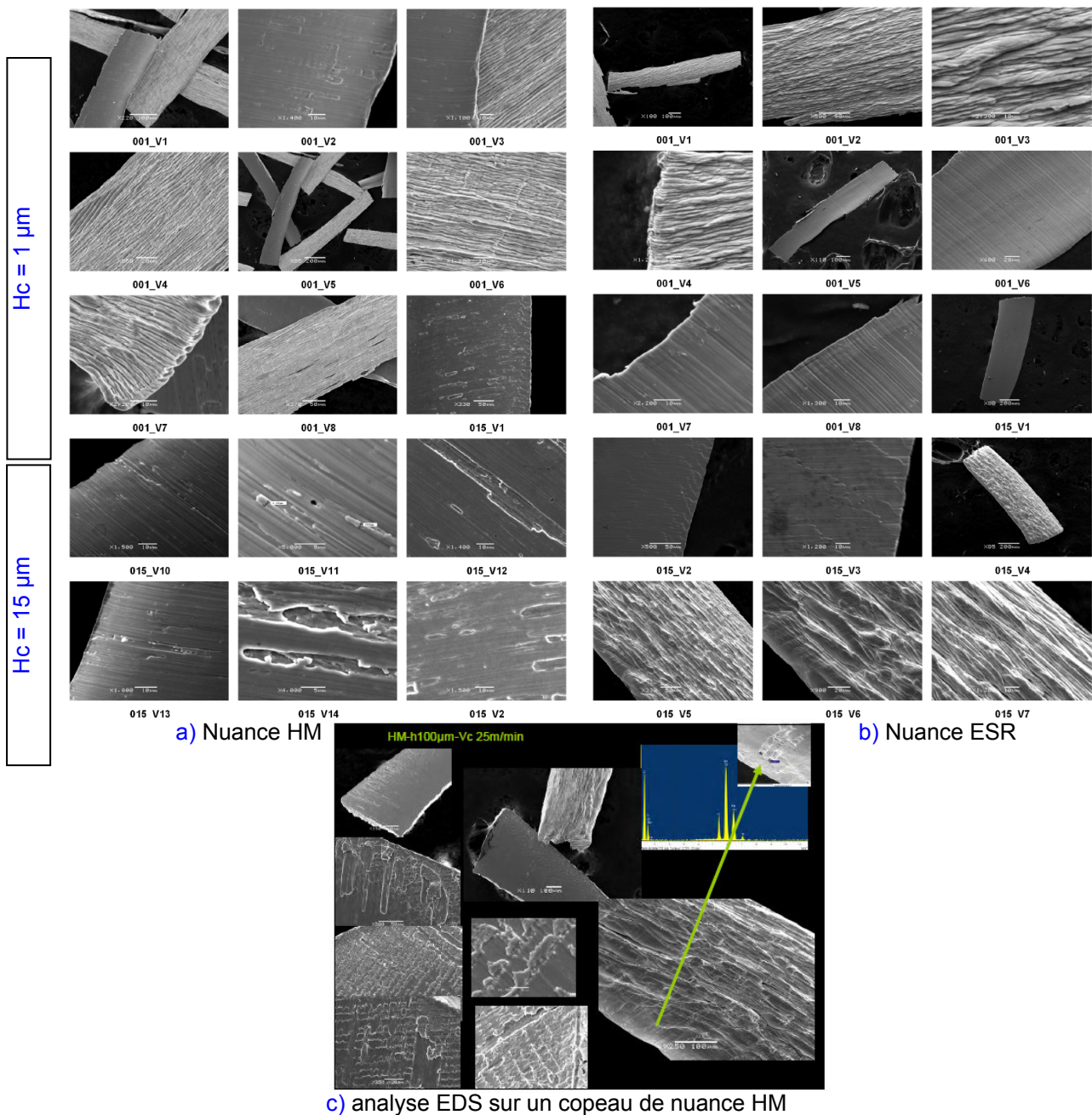


Fig. 5-33 Morphologie des copeaux et analyse EDS

(D3Z2, Vc = 25 m /min, Ap = 1 mm, Ae = 0.25 mm)

Les analyses montrent :

- des morphologies similaires,
- l'absence de feston,
- un frottement intense de la face du copeau en contact avec l'outil
- la présence de MnS non déformée.

La conclusion est l'absence d'effet inclusionnaire sur les copeaux.

5.3.4.3. Effort de coupe $F_{res_{moy}}$

La Fig. 5-34 présente la variation $F_{res_{moy}}$ pour les trois nuances d'acier 316L durant les essais d'usure.

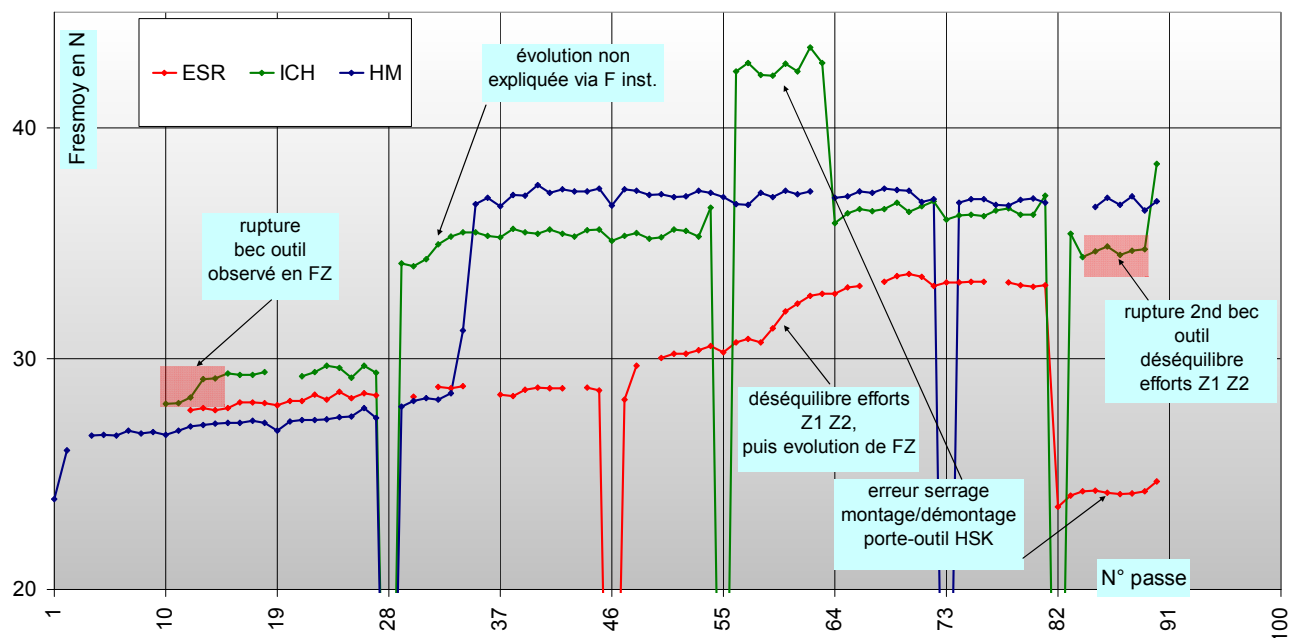


Fig. 5-34 Évolution de $F_{res_{moy}}$ pour l'essai d'usure longue durée sur les 3 nuances d'acier 316L
(D3Z2, $V_c = 25$ m /min, $A_p = 1$ mm, $A_e = 0.25$ mm)

Les analyses montrent :

- en début d'essai, un niveau d'effort comparable pour les 3 nuances,
- l'évolution discontinue de $F_{res_{moy}}$ pour les nuances HM et ICH,
- évolution progressive de $F_{res_{moy}}$ pour la nuance ESR,
- en fin d'essai, un niveau d'effort comparable pour les nuances HM et ICH,
- une absence de sensibilité de $F_{res_{moy}}$ aux phases et sous-phases,
- le processus d'endommagement connu et décrit au § 5.2.

Les essais méritent d'être multipliés.

Etonnement c'est la nuance ESR réputée à moins bonne usinabilité qui présente en fin d'essai un niveau d'effort ($F_{res_{moy}}$) moindre que pour les nuances à usinabilité améliorée.

La conclusion est l'absence d'effet de la population inclusionnaire sur les efforts.

5.3.4.4. Endommagement en bout d'outil

La Fig. 5-35 présente la face en bout usée des 3 outils utilisés pour l'essai d'usure longue durée.

Elles corrélient les analyses du paragraphe précédent. Les analyses montrent une corrélation entre les observations des endommagements des outils et l'évolution de $F_{res_{moy}}$, particulièrement pour :

- la rupture de bec,
- l'écaillage listel,
- l'adhésion du copeau sur l'outil,
- l'usure déséquilibrée entre chaque dent.

Ces analyses correspondent à celles précédemment présentées et décrites au § 5.2.

La conclusion est l'absence d'effet favorable au micro-usinage de la population inclusionnaire sur l'endommagement.

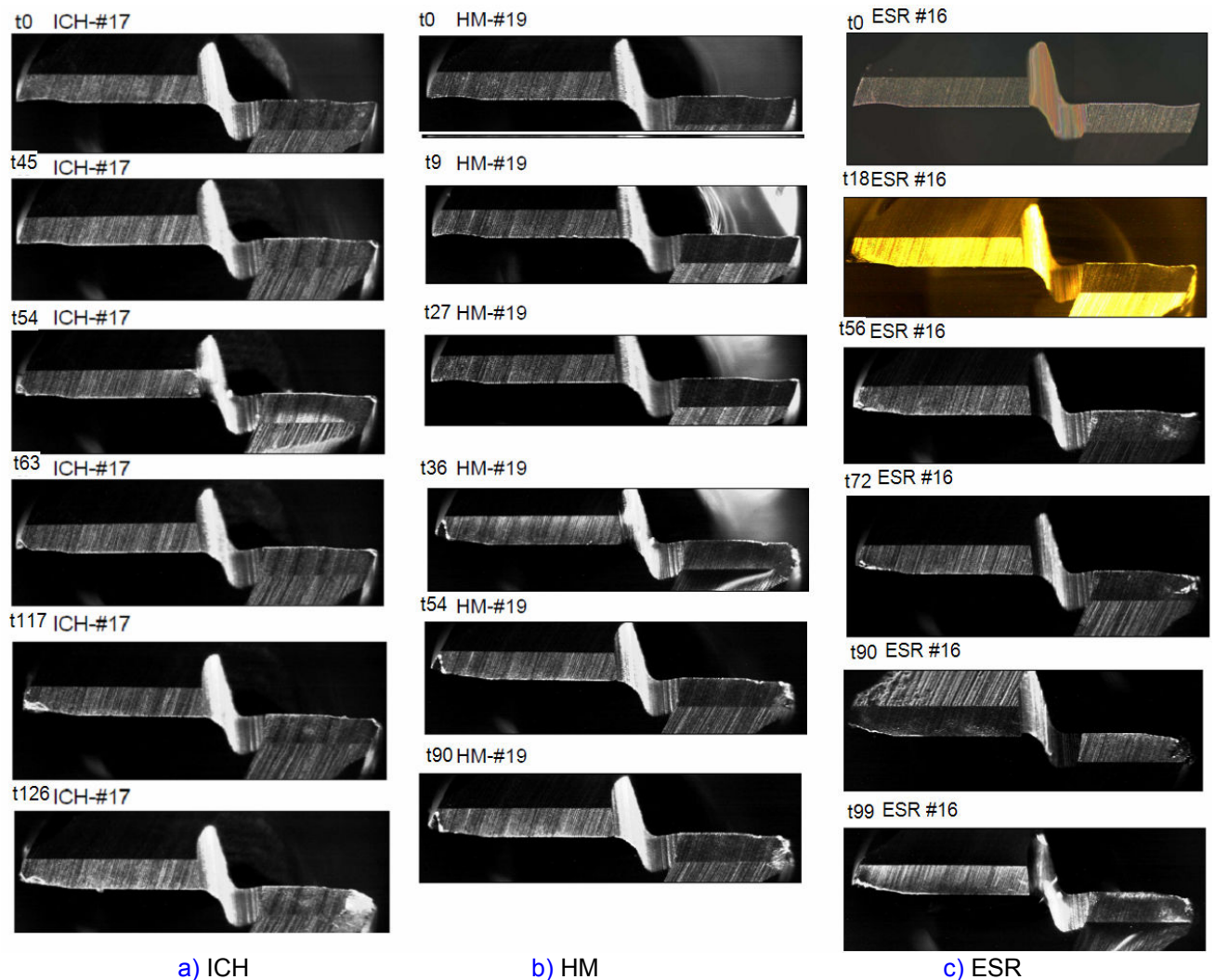


Fig. 5-35 Comparaison de l'usure en bout d'outil pour les nuances ICH, HM et ESR

5.3.5. Conclusions

Pour les conditions de coupe semi-micro, l'effet de la population inclusionnaire n'est pas visible. Les analyses directes en usinage de la nuance HM ne montrent pas les effets connus à l'échelle macro.

Les analyses indirectes par comparaison avec les nuances HM, ICH et ESR ne montrent pas de différences sensibles.

Les variabilités sont plus liées à l'outil qu'au matériau. L'optimisation de la géométrie de coupe de l'outil est une priorité. Avec un outil robuste les effets induits par les nuances seront peut être visibles (différence de dureté, effet de la taille de grain). L'effet de la population inclusionnaire, telle qu'elle se présente dans la nuance HM n'apporte aucun bénéfice.

5.4. Conclusion

Dans le cadre général de la coupe micro, les conclusions suivantes sont retenues.

Des propositions d'amélioration du protocole expérimental ont été formulées. L'essai d'usure longue durée est retenu comme représentatif et sera redéployé au chapitre suivant.

Dans les conditions de la coupe micro, aucune loi d'usure ne semble pouvoir prédire l'évolution de l'endommagement de l'outil, contrairement à l'usinage de ce matériau lors d'opérations de rabotage (coupe orthogonale) ou de tournage. Les spécificités du micro-fraisage en sont peut être la cause.

Les endommagements outil observés sont catastrophiques et imprévisibles. Une priorité de l'étude est maintenant de développer des géométries d'outil dont la tenue en service est améliorée.

L'endommagement observé de la partie active de coupe de l'outil est corrélé à la mesure de $F_{res_{moy}}$.

L'analyse du signal d'effort FZ est un bon moyen pour suivre l'endommagement en bout de l'outil.

Un nouveau moyen, économique, de surveillance en temps réel de l'endommagement a été proposé avec des accéléromètres.

Perspectives

La dégradation de l'outil semble essentiellement due à un phénomène d'arrachement à l'interface matière coupée/ outil.

Les perspectives de ce chapitre concernent la recherche de solutions pour réduire ces adhésions sur l'outil. A contrario de l'UGV, «l'usinage basse vitesse» correspond à une limitation technologique.

L'UBV est une spécificité du micro-fraisage. Le choix d'une basse vitesse de coupe dans une plage [5 m/min ; 50 m/min] pourrait être optimisée suivant le critère de formation d'arête rapportée.

Une seconde perspective est de limiter les effets de l'adhésion sur l'outil.

Les points suivant peuvent être abordés :

- l'optimisation des interfaces de outils (face de coupe, arête de coupe, face de dépouille, micro-géométrie de l'arête de coupe, géométrie de coupe robuste),
- l'interaction du processus d'affûtage des micro-fraises avec l'opération d'usinage,
- l'influence du choix du substrat de l'outil.

Une troisième perspective est de contre balancer la forte écrouissabilité du 316L et son coté collant à l'outil en agissant sur :

- la géométrie de l'outil, finition de surface et revêtement,
- la matière : lubrifiant solide actif dès les basses températures,
- le lubrifiant, considéré comme le 3ème corps lors de la coupe,
- le revêtement de l'outil tout en gardant un R_p le plus petit possible.

La faible vitesse de coupe engendre de faibles températures aux interfaces outil / matière. Les perspectives pourraient être pour la coupe micro :

- de qualifier ces champs thermiques,
- d'identifier des seuils pour les températures atteintes.

Tous ces essais d'usinabilité à l'échelle micro peuvent être conduits sur différentes techniques d'usinage (tournage, rabotage, fraisage), le micro-fraisage impliquant les problématiques vibratoires.

Références

CHANGEUX, B. (2001). LOI DE COMPORTEMENT POUR L'USINAGE. LOCALISATION DE LA DEFORMATION ET ASPECTS MICROSTRUCTURAUX: 159.

M'SAOUBI, R. (1998). ASPECTS THERMIQUES ET MICROSTRUCTURAUX DE LA COUPE. APPLICATION A LA COUPE ORTHOGONALE DES ACIERS INOXYDABLES AUSTENITIQUES.

POKORNY, A. AND J. POKORNY (1998). INCLUSIONS NON METALLIQUES DANS L'ACIER TECHNIQUES DE L'INGENIEUR. TRAITE MATERIAUX METALLIQUES.

CHAPITRE 6

INFLUENCE DE LA GEOMETRIE D'OUTIL SUR SA TENUE EN SERVICE

Plan du Chapitre

6. INFLUENCE DE LA GEOMETRIE D'OUTIL SUR SA TENUE EN SERVICE	- 303 -
6.1. INTRODUCTION	- 303 -
6.2. PARAMETRES DEFINISSANT LA GEOMETRIE D'OUTIL.....	- 305 -
6.2.1. <i>Gonjures hélicoïdales et taillage à la meule.....</i>	<i>- 305 -</i>
6.2.2. <i>Angle d'hélice</i>	<i>- 306 -</i>
6.2.3. <i>Effet substrat.....</i>	<i>- 308 -</i>
6.3. GEOMETRIE DE BEC.....	- 309 -
6.3.1. <i>Caractérisation des fraises à 1 seule dent à becs droit et rayonné (D3Z1D, D3Z1R).....</i>	<i>- 310 -</i>
6.3.2. <i>Campagnes d'essais dans l'acier 316L nuance HM et ESR.....</i>	<i>- 311 -</i>
6.3.3. <i>Analyse des résultats.....</i>	<i>- 313 -</i>
6.3.3.1. <i>Tenue en service et durée de vie de l'outil.....</i>	<i>- 313 -</i>
6.3.3.2. <i>Comparaison des résultats obtenus entre les outils D3Z2 et D3Z1</i>	<i>- 325 -</i>
6.3.3.3. <i>Surveillance dynamique de l'endommagement.....</i>	<i>- 328 -</i>
6.3.3.4. <i>Analyse des états de surface.....</i>	<i>- 338 -</i>
6.3.4. <i>Conclusions</i>	<i>- 352 -</i>
6.4. GEOMETRIE DE COUPE.....	- 354 -
6.4.1. <i>Angle d'hélice, stratégie de taillage, gouge.....</i>	<i>- 354 -</i>
6.4.2. <i>Face de coupe plane.....</i>	<i>- 355 -</i>
6.4.3. <i>Angle de coupe.....</i>	<i>- 357 -</i>
6.4.4. <i>Rugosité de la face de coupe et de déponille.....</i>	<i>- 357 -</i>
6.4.4.1. <i>Caractérisation du Pointeur pyramidale à 4 faces planes.....</i>	<i>- 357 -</i>
6.4.4.2. <i>Expérimentation et résultats.....</i>	<i>- 359 -</i>
6.4.4.3. <i>Conclusions sur l'effet de la rugosité.....</i>	<i>- 360 -</i>
6.4.5. <i>Angle de déponille.....</i>	<i>- 361 -</i>
6.4.6. <i>Surface de coupe en bout.....</i>	<i>- 361 -</i>
6.4.7. <i>Fraises prototypes.....</i>	<i>- 361 -</i>
6.5. ETUDE DE MICRO-FRAISE PROTOTYPE « DEMI-LUNE » D0.5	- 363 -
6.5.1. <i>Caractérisations géométriques des micro-fraises</i>	<i>- 363 -</i>
6.5.2. <i>Caractérisation lors du fraisage du laiton et de l'acier 316L nuance HM.....</i>	<i>- 365 -</i>
6.5.3. <i>Analyse des résultats.....</i>	<i>- 369 -</i>
6.5.3.1. <i>Efforts de coupe (profil enveloppe, instantanés)</i>	<i>- 370 -</i>
6.5.3.2. <i>Comparaison avec la fraise D0.5Z2 (pour Wc)</i>	<i>- 376 -</i>
6.5.3.3. <i>Analyse des états de surface.....</i>	<i>- 377 -</i>
6.5.3.4. <i>Analyse des profils d'usure</i>	<i>- 385 -</i>
6.5.4. <i>Conclusions</i>	<i>- 389 -</i>
6.6. CONCLUSION	- 391 -

6. Influence de la géométrie d'outil sur sa tenue en service

Ce chapitre est consacré à l'analyse expérimentale de la tenue en service de la (micro) fraise mono dent.

Après avoir justifié de l'intérêt de travailler avec une seule dent, la première partie du chapitre est consacré à des fraises D3Z1 à bec droit et bec rayonné. Les processus d'endommagement de l'outil sont détaillés. La corrélation de cet endommagement avec le suivi accélérométrique de la broche est validée. Les états de surface obtenus sont analysés.

Dans la deuxième partie du chapitre, la géométrie de la fraise mono dent est simplifiée, en supprimant l'angle d'hélice et la gouge (face de coupe plane). Des géométries prototypes sont définies avec un angle de coupe négatif et un angle de taillant renforcé.

La dernière partie conduit à la conception, l'étude en utilisation, et la tenue en service d'une micro-fraise demi-lune D0.5Z1.

6.1. Introduction

Les avantages avérés des fraises multi dents à l'échelle macro sont l'augmentation de la productivité (débit copeau), l'équilibrage dynamique, la continuité de l'engagement (nombre de dent en prise). L'emploi des fraises multi dents à l'échelle micro est plus problématique.

Avec plusieurs dents, les signaux (efforts, analyses FFT) sont riches et bruités. Le travail de chaque dent n'est pas identique. Ces variabilités compliquent l'analyse. Il est alors plus difficile de comprendre et modéliser la coupe. Les conclusions de ([PARK AND MALEKIAN 2009](#)) préconisent l'utilisation d'un outil à bec de coupe unique (fraise mono dent) simplifiant la mise en œuvre, l'observation et l'analyse des résultats ainsi que la modélisation qui peuvent en être tirée.

D'un point de vue technique, les écarts de mise en œuvre (EMO) des fraises existent et sont plus influents à l'échelle micro. Le ratio EMO sur épaisseur coupée H_c est significatif en micro-fraisage ([BISSACCO, HANSEN ET AL. 2005](#)). Si elle ne peut jamais être annulée, cette forte sensibilité aux EMO peut néanmoins être réduite (voir § 3) par des précautions matérielles et le savoir faire de l'opérateur lors de la mise en œuvre.

A l'échelle macro, le seul emploi d'un outillage adapté (porte pince haute précision, frettage) suffit à réduire ces écarts à des seuils acceptables voire non détectables. A l'échelle micro, malgré l'emploi d'un outillage performant, des écarts subsistent et sont de l'ordre de grandeur des sections coupées H_c . La phénoménologie de la coupe et la trajectoire de la dent vont influencer en particulier :

- la variation d'épaisseur coupée instantanée H_c (mode de coupe entre cisaillement et ploughing),

- la régularité et type de bavures,
- l'état de surface (passage de dents, tartinage),
- la variation des efforts instantanés de coupe,
- la flexion dynamique.

Les implications qui en résultent sont :

- un endommagement non uniforme de chaque dent,
- un effet « domino » sur la rupture des dents (1 bec casse surchargeant brusquement l'autre bec qui se rompt à son tour),
- des états de surface non maîtrisés,
- une levée de bavure intempestive.

L'usage d'une fraise à 2 dents suit un processus séquentiel, induisant inévitablement des dispersions d'une dent à l'autre. Par exemple, la gouge de la première dent diminue le moment quadratique de la fraise. La taille de la seconde dent ne se fait plus alors dans les mêmes conditions. L'ensemble de ces défauts sont nommés « défauts d'affûtage ».

L'utilisation en expérimentation (voir § 4 et § 5) d'une fraise droite à deux dents pour analyser l'influence de la géométrie d'outil pose de nombreux problèmes :

- existence d'un mal rond intrinsèque dans le plan ortho axial :
 - variation de la distance (théoriquement $D/2$) entre le bec d'outil à l'axe de rotation,
 - variation du pas angulaire (théoriquement 180°) entre chaque bec sur le cercle diamétral de la fraise.
- existence d'un battement intrinsèque axial initial (défauts d'affûtage, EMO) : les deux becs outil ne peuvent pas être coplanaires au plan orthoaxial de l'outil. Ces variations d'altitude provoquant des marques sur la surface usinée,
- rupture systématique du bec outil.

Pour étudier l'influence de la géométrie d'outil sur leur tenue en service, il est alors décidé d'utiliser une (micro) fraise mono dent.

6.2. Paramètres définissant la géométrie d'outil

6.2.1. Goujures hélicoïdales et taillage à la meule

Le design des outils micro est généralement directement issu du design des outils macro sans prendre en compte les spécificités de la coupe micro. Les géométries sont similaires jusqu'à des diamètres d'outil de l'ordre de la centaine de μm . En outre, la cinématique de taillage à la meule limite technologiquement cette miniaturisation.

La difficulté technologique de tailler des goujures hélicoïdales pour de très petites dimensions d'outils, amène certains auteurs à publier des travaux ([FRIEDRICH, COANE ET AL. 1997](#); [VASILE, NASSAR ET AL. 1999](#); [ADAMS, VASILE ET AL. 2001](#)) relatifs à l'emploi de « micro-fraises » sans angle d'hélice. Leurs résultats expérimentaux montrent que l'usinage avec ces outils est possible. La faisabilité industrielle n'étant pas abordée, seuls des prototypes de laboratoire sont réalisés. D'autres publications ([FANG, WU ET AL. 2003](#)) proposent des géométries de micro-outils simplifiées. Le développement d'outils dans des matériaux difficilement affûtables (diamant PCD, diamant naturel) ne permet pas la réalisation d'outils ayant un angle d'hélice et impose des faces de coupe planes. ([SUZUKI, MORIWAKI ET AL. 2007](#)) taillent simplement des encoches en bout dans un disque PCD pour former la géométrie de coupe.

Si l'apparition de nouveaux procédés de micro-fabrication (FIB, WEDG) permet d'envisager la réalisation de micro-outils de quelques microns de diamètre leur fabrication industrielle en grande série n'est pas économiquement viable. Le procédé par meulage est actuellement le seul utilisé. Cette cinématique de taillage et l'emploi des meules limitent les solutions de conception des micro-fraises. En particulier pour la forme de la gouge, la courbure de la face de coupe et l'orientation des stries de meulage.

Les challenges plus généraux identifiés sont pour la conception des micro-fraises :

- d'augmenter la tenue en service et la fiabilité,
- de diminuer la taille du plus petit outil réalisable avec la technologie actuelle,
- de produire à moindre coût pour une tenue en service identique.
- Si la simplification de la géométrie d'outil peut être validée en service alors industriellement le gain est important. L'outil est plus facile à tailler (moins de compétences techniques), plus rapidement (temps de cycle plus court, plus de productivité) en ayant un impact moindre pour l'environnement (réduction des consommables, des rejets).

6.2.2. Angle d'hélice

A l'échelle macro, l'angle d'hélice facilite l'évacuation des copeaux et assure la continuité (engagement de l'outil dans la matière) et la progressivité (variation plus lente des efforts) de la coupe entre chaque passage de dent. Cette continuité dépend de l'angle d'hélice, du nombre de dent, du diamètre et de A_p . La faible hauteur d'engagement axial des outils en coupe micro pose la question de l'influence de l'angle d'hélice.

D'après le fabricant d'outils L.BELET SA, l'angle d'hélice sert:

Avantages:	Inconvénient:
<ul style="list-style-type: none"> ▪ Allonger le copeau donc à réduire l'effort sur une dent, ▪ Avoir le plus longtemps possible une dent dans la matière à usiner, ▪ Réduire généralement la formation de bavure (en fonction de la matière à usiner), ▪ Evacuer le copeau. 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Difficulté de fabrication, ▪ Dent plus fine, donc plus fragile, ▪ Les forces axiales augmentent : tendance à tirer la pièce (effet tire-bouchon), ▪ Modification de l'angle de coupe, ▪ Sans hélice, l'état de surface en roulant est marqué verticalement (vibration de la fraise).

A partir du logiciel CAM, l'influence de l'angle d'hélice sur le profil des efforts est détaillée sur la [Fig. 6-1](#).

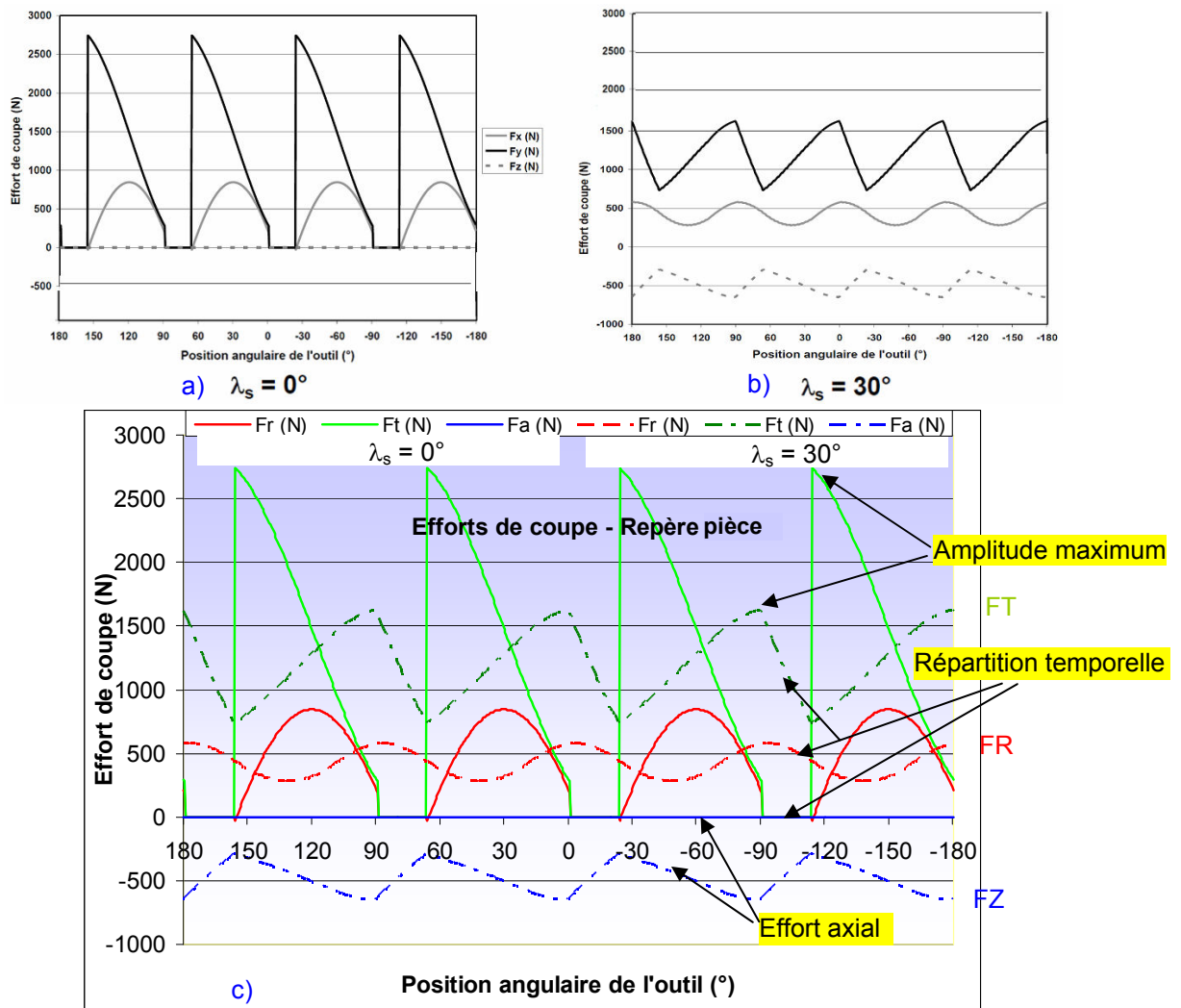


Fig. 6-1 Influence de l'angle d'hélice sur la continuité de coupe visualisé par le profil d'efforts de coupe calculé: a) sans angle d'hélice, b) avec $\lambda_s = 30^\circ$, c) comparaison $\lambda_s = 0^\circ$ et 30° (D10Z4, $\gamma_o = 0^\circ$, $F_z = 0.1$ mm/tr/dent, $A_p = 10$ mm, $A_e = 3$ mm)

Continuité d'engagement

La continuité d'engagement (contact) de la fraise dans la matière coupée dépend du nombre de dent Z , de la hauteur d'engagement axial A_p , et de l'angle d'hélice λ_s . Pour une fraise d'angle d'hélice $\lambda_s = 30$ avec un $A_p = 0.05$ mm, le décalage périphérique (entre le bec et le haut de la dent) est de $A_p * \tan \lambda_s = 29 \mu\text{m}$, ce qui représente un décalage de $1,1^\circ$ pour une fraise D3 et $6,6^\circ$ pour une micro-fraise de D0.5. A l'échelle micro, la continuité de l'engagement de l'outil dans la matière entre chaque passage de dent n'existe pas, à moins que, pour cet exemple, la micro-fraise D0.5 soit à 55 dents.

Evacuation des copeaux, loi de Stabler

L'angle d'hélice influence l'angle d'écoulement du copeau sur la surface de coupe. La loi de Stabler utilisée à l'échelle macro (DEBONGNIE 2006) fait l'hypothèse que les efforts de coupe sont indépendants de l'angle d'hélice. Il n'y a pas d'analyse spécifique en micro-fraisage. (BISSACCO, HANSEN ET AL. 2008) concluent par simulation numérique que l'utilisation de la loi de Stabler pour le micro-fraisage affecte très modérément la prédiction de l'effort axial FZ et n'influe pas les efforts FX et FY. Avec l'application de la loi de Stabler, le temps de calcul des efforts de coupe est alors considérablement réduit.

Effet gouge

L'hélice est obtenue par une gouge. La taille de la gouge affaiblit l'outil (moment quadratique, équilibrage dynamique). L'angle de taillant des arêtes latérales et en bout est réduit. L'analyse des sections prélevées à différentes altitudes le long de l'axe outil permet la connaissance de la géométrie de coupe réelle et la profondeur des gorges et diamètre de l'âme de l'outil.

Effet bec outil :

Le renforcement du bec outil par une variante rayonnée repousse axialement la zone d'engagement et réduit encore l'influence de l'angle d'hélice.

Effet sur la rugosité de la face de coupe :

L'absence d'angle d'hélice permet, d'après le retour d'expérience du fabricant L. BELET SA avec les usieurs qui font des ponts et des platines de montres, la finition poli-glace sur la face de coupe. Ainsi l'état de surface usiné dans le laiton est qualifié de « propre ». Cette finition poli-glace n'est pas possible lorsque la face de coupe est taillée par la gouge, donc lorsque l'outil possède un angle d'hélice.

6.2.3. Effet substrat

Le carbure de tungstène utilisé comme substrat de l'outil est un paramètre définissant l'homogénéité des grains, la finesse des grains ainsi que le liant (souvent du cobalt) et son pouvoir agglomérant. L'augmentation du % de Co donne une meilleure ténacité au détriment de la tenue en service.

La taille des grains limite les plus petites dimensions réalisables sur l'acuité d'arête. La géométrie (trièdre) et l'homogénéité dimensionnelles des grains influencent la cohésion du carbure de tungstène au sein de la matrice de cobalt (résistance à l'arrachement).

Les micro-fraises commercialisées en France sont soit d'origines européennes soit d'origines asiatiques. Elles se distinguent par la nature du substrat et la dimension de queue.

Les substrats de fabrication asiatique sont réputés de meilleure qualité que ceux utilisés couramment en Europe (par exemple la référence H10F (HW) de chez Sandvik). Ces substrats asiatiques ne sont pas diffusés en Europe.

Le choix du diamètre du barreau dans lequel est usiné la micro-fraise semble également être important. De diamètre 6 ou 4 pour les fabrications asiatiques de fraises de diamètres 0,1 à 0,5 mm alors que le diamètre est de 1,5 ou 3 pour les fabrications européennes. Est-ce que la qualité du frittage d'un barreau varie entre le cœur et sa périphérie ? Ce point mériterait d'être approfondi. On peut envisager d'acheter des produits asiatiques pour une analyse micro géométrique et micro graphique de sections prélevées à différentes altitudes le long de l'axe outil.

6.3. Géométrie de bec

Les fraises mono dent D3Z1 sont choisies pour des raisons de comparaisons avec les outils D3Z2 utilisées dans les chapitres précédents. Les substrats, angles de coupe, moyens et stratégie de taillage de ces fraises D3Z1 sont les mêmes que ceux des fraises D3Z2. Seul le nombre de dents est modifié. Une dizaine de ces outils D3Z1 est réalisée spécifiquement pour les besoins de l'étude.

Toutes les fraises utilisées précédemment dans l'étude sont à bec droit, et toutes ont présentées une rupture du bec dès leur mise en service. La qualité de la coupe est affectée par la tenue en service du bec outil. Une variante d'outil mono dent à bec renforcé D3Z1R est utilisée pour comparer sa tenue en service avec la fraise à bec droit D3Z1D. Le renforcement choisi est un bec rayonné à 0.2 mm. Le choix de cette géométrie circulaire et son dimensionnement est le fruit de réflexions menées collaborativement avec le fabricant d'outils.

Ici, la géométrie circulaire a pour seul but de renforcer le bec outil et n'a pas de spécifications particulières. Elle est taillée en reprise d'une fraise D3Z1D. Les deux types de bec sont présentés sur la [Fig. 6-2](#). Le nombre d'outils à notre disposition pour les essais est de, 3 en variante droite D3Z1D, et de 4 en variante rayonnée D3Z1R.

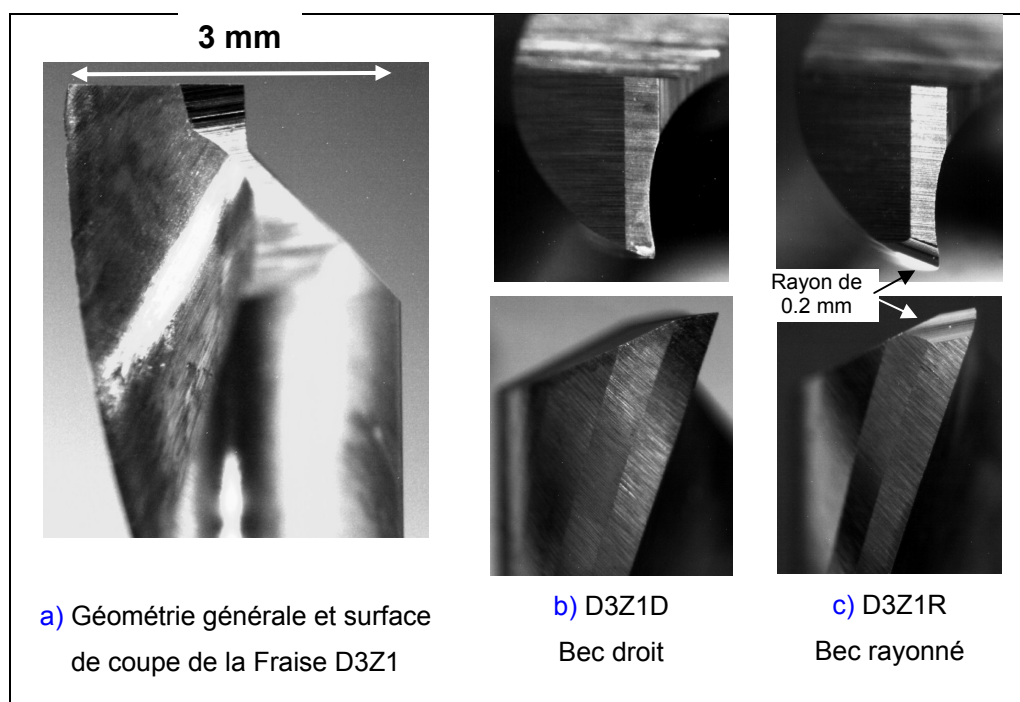


Fig. 6-2 Géométrie des fraises D3Z1 à bec droit et rayonné

Ces outils sont testés suivant le protocole de suivi de l'endommagement défini. Ce sont des essais en conditions d'usinage semi-micro, stable et de longue durée dans du 316L. L'évolution des efforts de coupe, de la géométrie de l'outil, le suivi accélérométrique en usinage et les états de surface obtenus sont observés et discutés. Les résultats sont ensuite comparés à ceux obtenus avec les outils standard D3Z2.

6.3.1. Caractérisation des fraises à 1 seule dent à becs droit et rayonné (D3Z1D, D3Z1R)

La variante rayonnée D3Z1R est obtenue par reprise de la fraise D3Z1D. La seule différence est la géométrie du bec. Le rayon est positionné presque tangent aux deux arêtes de coupe. Les arêtes de coupes formant le bec ne sont pas modifiées lors de la reprise. La géométrie rayonnée tolère un défaut de forme (facettisation). Pour les autres caractéristiques générales (angle d'hélice, angle de coupe, processus de taillage, etc...), elles sont en tout point identiques aux fraises 2 dents (D3Z2) utilisées aux chapitres précédents.

La méthode de caractérisation de l'acuité d'arête et des états de surface (listel, face de coupe) de ces outils prototypes est réalisée suivant le protocole établi au § 3 (microscopie 3D à focalisation variable).

La caractérisation des fraises D3Z1D et D3Z1R est présentée en Fig. 6-3. Une attention particulière est portée sur les états de surface.

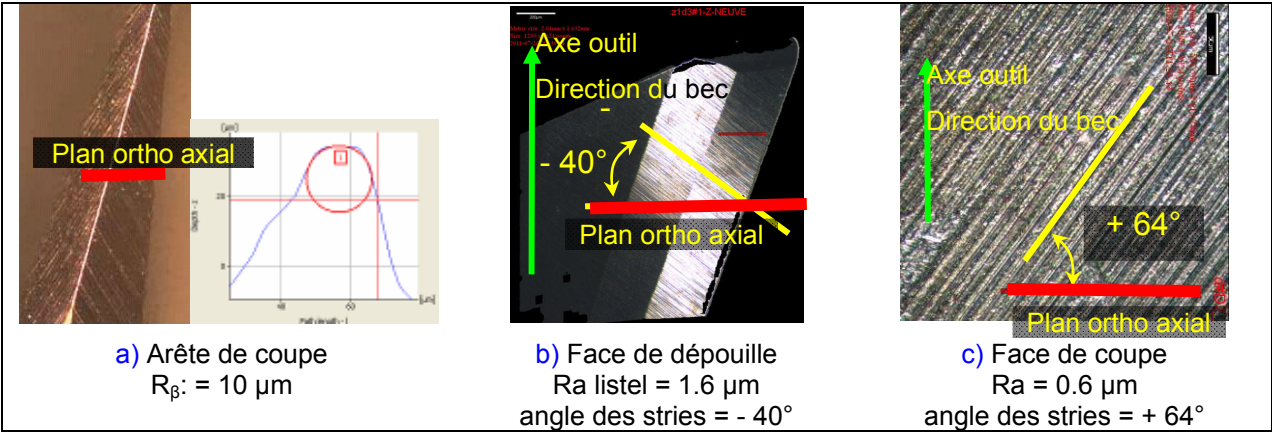


Fig. 6-3 Fraise mono dent : a) acuité d’arête, b) états de surface sur listel, et c) face de coupe

La mesure de rugosité est sensible à la direction de caractérisation retenue. Le plan ortho axial est choisi, car il est sensible à la direction de glissement aux interfaces outil/pièce et outil/copeau.

6.3.2. Campagnes d’essais dans l’acier 316L nuance HM et ESR

Le domaine de fonctionnement de ces outils prototypes n’est pas établi par la méthode COM. Le choix des paramètres cinématiques et géométriques retenus pour les essais d’usinage est celui des fraises D3Z2 du chapitre précédent pour la nuance HM :

Nuance HM	$V_c = 25 \text{ m/min}$	$F_z = 67 \mu\text{m/tr/dent}$	$A_p = 1 \text{ mm}$	$A_e = 0.5 \text{ mm}$
-----------	--------------------------	--------------------------------	----------------------	------------------------

Pour analyser la tenue en service de la variante rayonnée D3Z1R, les conditions d’essais sont « renforcées » en augmentant V_c à 150 m/min (soit une fréquence de broche maximale de 33 500 tr/min). Les résultats du chapitre précédent montrent que la tenue en service de l’outil est similaire pour les nuances HM et ESR au point de fonctionnement expérimenté. Pour éviter l’effet possible de la population inclusionnaire à cette vitesse de coupe, la nuance ESR exempte d’inclusions est utilisée.

Nuance ESR	$V_c = 150 \text{ m/min}$	$F_z = 67 \mu\text{m/tr/dent}$	$A_p = 1 \text{ mm}$	$A_e = 0.5 \text{ mm}$
------------	---------------------------	--------------------------------	----------------------	------------------------

Protocole expérimental

Le protocole expérimental est le même que celui utilisé pour le suivi d'endommagement de la fraise D3Z2. Les programmes d'usinage sont simplement adaptés pour la vitesse d'avance pour une dent unique. L'enchaînement est automatique pour 10 passes, nommé « série » par la suite.

Chaque éprouvette de 18 mm de large (voir § 3) est entièrement surfacée sur une hauteur de 0.1 mm puis rainurée à 3.5 mm de large sur 1.1 mm de haut avec une fraise dédiée. Les dimensions de l'éprouvette permettent 49 passes consécutives. Un talon est laissé pour identifier l'engagement axial A_p réel. La fraise usine en fraisage latéral combiné en avalant.

Campagne d'essais

Le tableau Tab. 6-1 résume les trois campagnes d'essais réalisés. Les variantes D3Z1D (essais A, B, C) et D3Z1R (essais D, E) sont comparées. Pour la seule variante rayonnée D3Z1R, la tenue en service dans la nuance ESR sous conditions renforcées est testée (essais F, G).

Chaque campagne d'essais est au minimum doublée par soucis de reproductibilité ou suite à des erreurs de manipulations expérimentales, cas des essais A et F. Les paramètres y figurent en termes de nombre de passes, de longueur totale usinée et de nombre d'images outil réalisées. Un code couleur identifie la tenue en service qualifiée de courte, moyenne ou longue.

Vc	m/min	25						150					
Ap	mm	1											
Ae	mm	0,5							2,75 puis 0,25 au lieu de 0,5		0,5		
Fz	µm/ tr /dt	67,082											
Hc	µm	50											
outil		Diamètre 3 mm à 1 dent DROITE D3Z1D					Diamètre 3 mm à 1 dent RAYONNÉE D3Z1R						
réf outil		d3z1D#1	d3z1D#2	d3z1D#3	d3z1R#1		d3z1R#2		d3z1R#3	d3z1R#4			
campagne		1			2				3				
nuance		HM							ESR				
ESSAI		A	B		C		D		E		F	G	
éprouvettes utilisées référence & n° de passe pour le changement		HM#3.07 z-2	HM#3.07 z-3 HM#3.09 z-1 HM#3.09 z-2 HM#3.06 z-1 HM#3.04 z-1 HM#3.06 z-2	1 41 81 131 181 221	HM#3.06 z-2 HM#3.04 z-2 HM#3.04 z-3 HM#3.04 z-4	1 41 81 131	HM#3.10 z0 HM#3.10 z-1 HM#3.09 z0 HM#3.05 z-2 HM#3.05 z-3 HM#3.05 z-4 HM#3.05 z-5	1 41 45 91 136 171 226	HM#3.10 z-2 HM#3.10 z-3 HM#3.05 z-1	1 41 81	ESR#02 z-1	ESR#02 z-1 ESR#02 z-2 ESR#02 z-3	1 41 81
Nb passes		6	240		140		270		130		11	130	
L usinée	mm	84	3360		1960		3780		1820		154	1820	
nb total d'images outil		3	15		8		25		10		2	12	
code couleur		court		moyen				long					

code couleur

court

moyen

long

Tab. 6-1 Essais réalisés avec les fraises D3Z1 bec droit et bec rayonné

Nota : L'essai F ne possède pas de données enregistrées. La première passe a engagé l'outil avec un $A_e = 2.75$ mm au lieu de 0.5 mm. L'outil s'est cassé.

6.3.3. Analyse des résultats

6.3.3.1. Tenue en service et durée de vie de l'outil

Plus de 900 essais ont été dépouillés. Ils sont représentés sur la [Fig. 6-4](#) à travers l'évolution de la valeur de F_{res_moy} en fonction du n° de passe. Le tracé de F_{res_moy} permet de suivre l'historique des essais et la variabilité du protocole expérimental.

Pendant chaque essai, une image de la géométrie de coupe de l'outil est régulièrement réalisée toutes les 9 passes. Des images de la géométrie dégradée obtenues au chapitre précédent servent de référence. Un critère arbitraire de mort d'outil est défini d'après l'observation de l'arête de coupe et correspond à env. $F_{res_moy} \approx 23N$. (+170% d'augmentation des efforts / $F_{res_moy} \approx 16N$ pour un outil neuf).

La [Fig. 6-4](#) ne permet pas à première vue de différencier les résultats obtenus avec les géométries de bec droit ou rayonné. La campagne n°1, réalisée avec la géométrie bec droit (essais A, B, C) met en évidence trois durées de vie, deux types de processus d'endommagement et une phase de rodage.

La campagne n°2 réalisée avec la géométrie bec rayonné (essais D, E) montre 1 seul type de processus d'endommagement et avec deux durées de vie (moyenne et longue). A priori, le renforcement du bec évite un processus prématuré et aléatoire d'endommagement de la fraise.

La campagne n°3 teste l'outil à géométrie rayonnée avec des paramètres d'usinage sévères (essai G : nuance ESR réputée à moins bonne usinabilité à $V_c = 150$ m/min). L'outil présente une durée de vie moyenne suivant un processus progressif d'endommagement. L'influence du rayonnement de bec sur une fraise non revêtue semble être bénéfique.

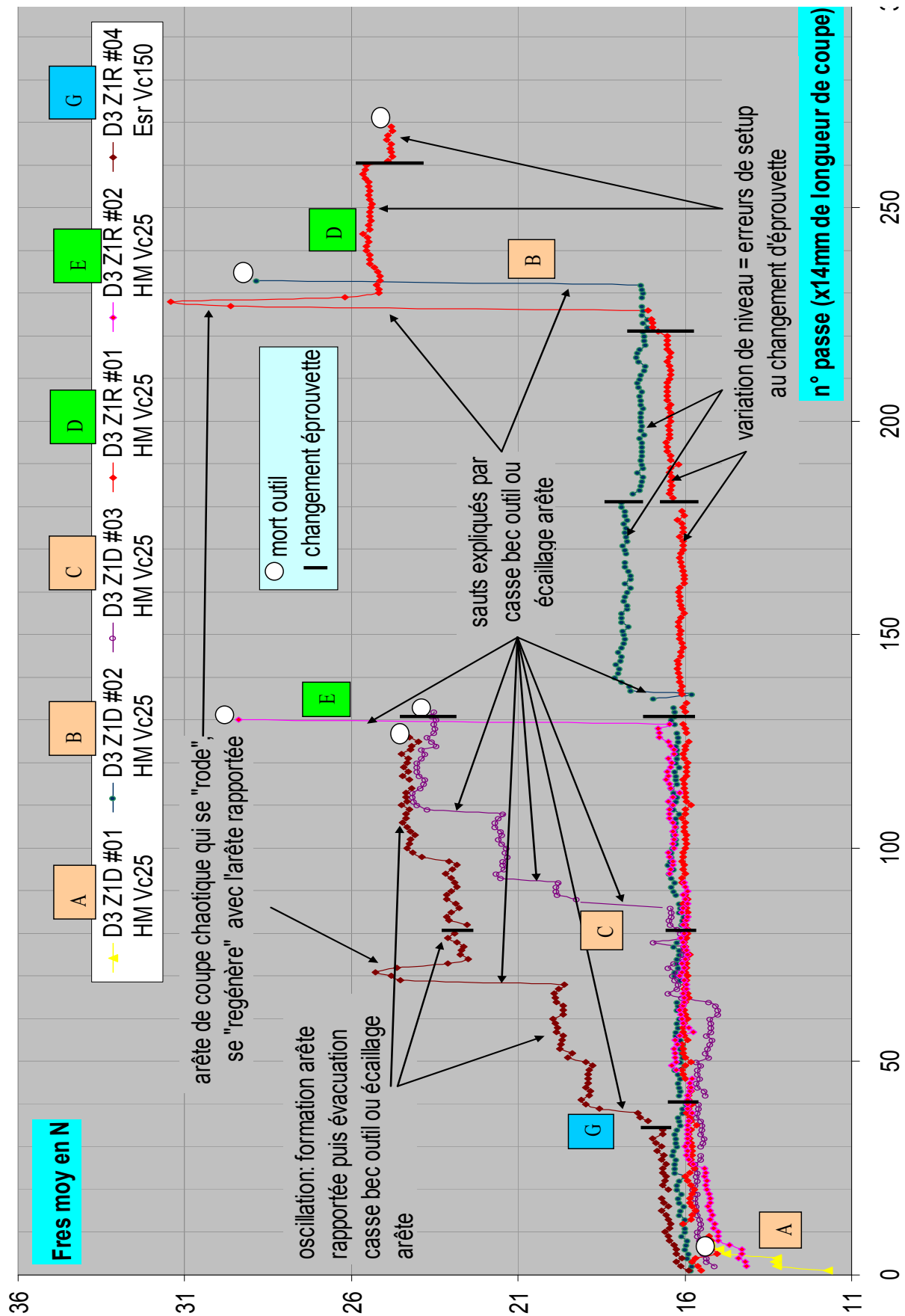


Fig. 6-4 Evolution de l'effort moyen résultant en fonction du n° de passe pour les essais A à G

Indépendamment de la géométrie du bec de la fraise D3Z1, les résultats permettent de mettre en évidence trois catégories de résultats :

- a) **1 phase de rodage commune**
 - lors des 30 premiers usinages.
- b) **2 types de processus d'endommagement :**
 - multiples petits paliers et petits sauts progressifs (C, G),
 - longs paliers et grands sauts brusques (B, D, E).
- c) **3 durées de vie :**
 - courte (atypique) (A, F),
 - moyenne (50%) ($L_{\text{coupée pour 1 dent}} \approx 1900 \text{ mm}$) (C, G, E),
 - longue ($L_{\text{coupée pour 1 dent}} \approx 3800 \text{ mm}$) (B, D).

Le point b) (processus d'endommagement) sera détaillé après les points a) et c).

a) Rodage

La Fig. 6-5 montre une évolution sensible du niveau des efforts en début d'utilisation des outils neufs. Celle-ci n'est pas imputable au changement d'éprouvette puisque celle-ci n'intervient qu'après les 35 premières passes. Une tendance avec une asymptote horizontale semble se dégager, avec une montée rapide sur les 10 premières passes pour arriver à un palier stable après 35 passes. Les oscillations de faible amplitude ($\pm 1\%$) et de périodicité non régulière sont inexpliquées, mais elles sont peut être en relation avec l'évolution de la micro géométrie de l'arête de coupe.

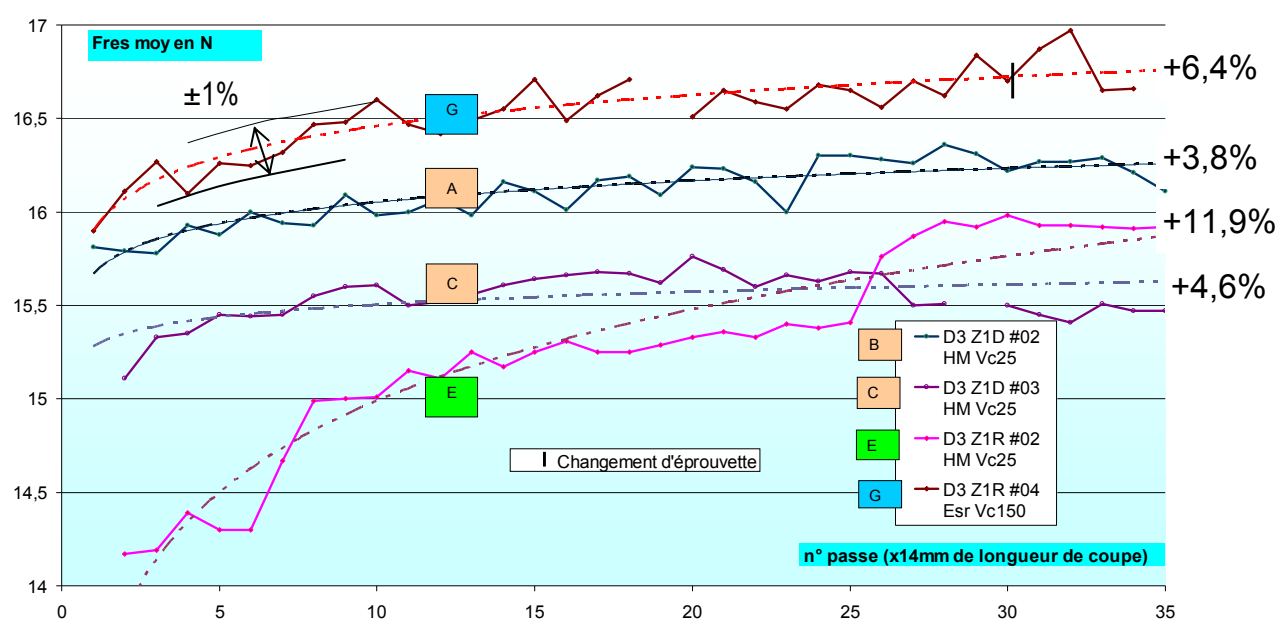


Fig. 6-5 Phase de rodage : une tendance commune

C'est une phase typique de rodage progressif des outils déjà observée à l'échelle macro. Le profil d'arête devient plus régulier au contact de la matière coupée, et son acuité s'estompe. Pour la variante D3Z1R (essais E, G), ce rodage semble plus prononcé, peut être du fait de la géométrie de coupe du bec et sa complexité d'usinage. La micro géométrie du profil d'arête rayonné est en fait composée de plusieurs segments.

Après cette période transitoire, $F_{res_{moy}}$ se stabilise que ce soit pour les outils droits ou rayonnés dans les nuances HM et ESR. Ce niveau semble être lié aux paramètres de l'usinage (A_p , A_e et H_c) et de l'outil (processus de taillage, nature du substrat).

La tenue en service peut être influencée par cette première phase de vie. A l'échelle macro (RECH 2002) étudie l'influence de la préparation d'arête (sablage, brossage) sur la correction des défauts micro-géométriques de l'arête de coupe liés à la rectification : bavures (ou morfils), micro-écaillage, refoulement de la matière (beurrage). Il conclut sur les bénéfices significatifs de cette préparation d'arête (micro géométrie affinée, création d'un état de contraintes résiduelles en compression) pour la durée de vie et la tenue en service.

A l'échelle micro, cette préparation d'arête semble a priori difficile à mettre en œuvre. Elle peut être envisagée par une phase de rodage à la mise en service de l'outil : l'usinage commence dans un matériau à forte usinabilité ou dans un pain (ou pôt) de pâte abrasive. L'effet sur l'augmentation du rayon R_p est contradictoire avec la coupe micro. La préparation d'arête, en termes de maîtrise fine de la micro géométrie d'arête est étudiée au § 6.4.4. La création d'un état de contraintes résiduelles en compression pourrait être une perspective d'étude pour le micro-fraisage.

c) Durées de vie

L'analyse de l'ensemble des essais conduits permet de proposer un classement de la durée de vie suivant 3 catégories, illustré sur la Fig. 6-6 par 3 essais sur les 6 réalisés :

- courte (atypique) : défaillance de l'outil dès la phase de rodage (essais A, F),
- longue : mort brutale de l'outil sans signes précurseurs, avec écaillage important sur toute l'arête de coupe. La longueur usinée est importante avec $L_{coupée \text{ pour } 1 \text{ dent}} \approx 3800 \text{ mm}$ soit plus que 2 cm^3 (essais B, D),
- moyenne ou à 50% : dégradation progressive de la géométrie de coupe par petits sauts, correspondant à de petits écaillages latéraux et une usure en bout. La longueur usinée est réduite d'environ 50% par rapport à la durée de vie longue ($L_{coupée \text{ pour } 1 \text{ dent}} \approx 1900 \text{ mm}$) (essais C, G, E).

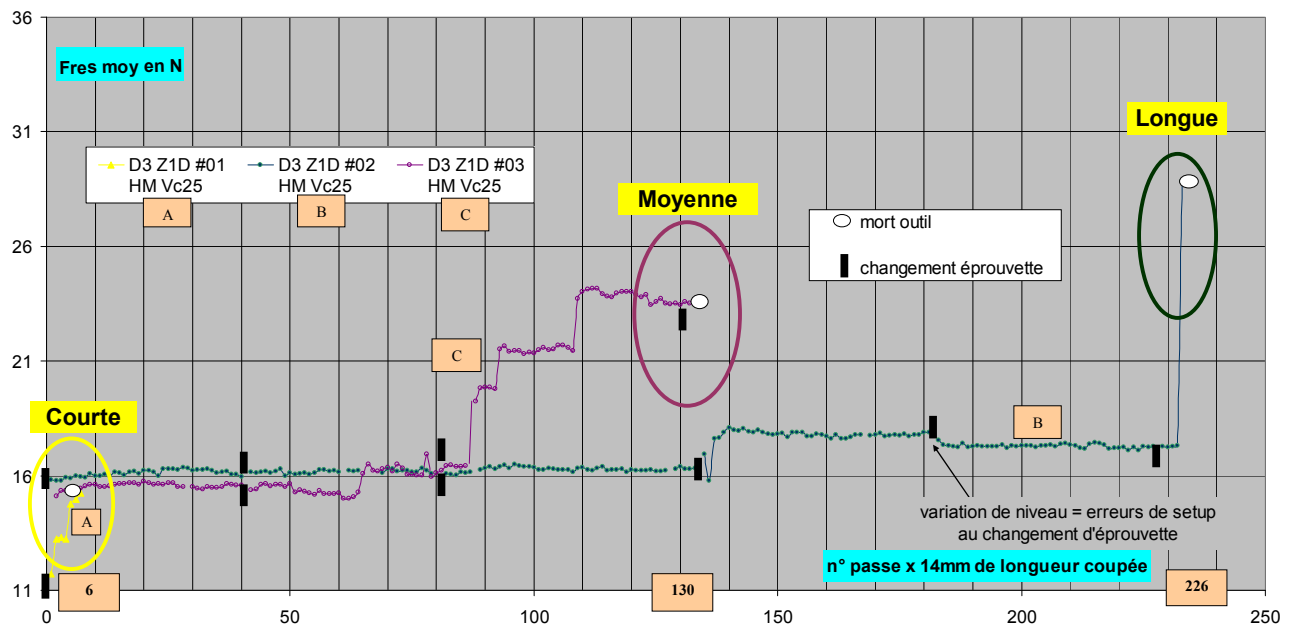


Fig. 6-6 Illustration des différentes durées de vie observées

La durée de vie est intimement liée au processus d'endommagement. La variante à bec droit se dégrade progressivement depuis le bec outil et conduit à une durée de vie moyenne.

Pour la variante rayonnée, la durée de vie est (systématiquement) longue, avec un bec outil restant intègre. L'écaillage brutal de l'arête sur le listel est peut être un signe de la faible ténacité de l'arête dans les conditions d'usinage semi-micro. Le renforcement de cette arête sera expérimenté par la suite.

b) Processus d'endommagement

A contrario d'une usure continue observée à l'échelle macro, l'endommagement de l'outil évolue de façon discrète. La variation de $F_{res, moy}$ entre deux passes consécutives est alors nommé « saut » d'effort. Ces sauts d'effort souvent suivi d'un pic d'effort répartis sur 2 ou 3 passes avant d'avoir un niveau d'effort à nouveau stabilisé sont observables sur plusieurs essais et avec des outils différents, permettant de distinguer deux processus d'endommagement :

- progressif : succession de petits sauts d'effort de l'ordre de 30 % maximum,
- évolution brutale : grand saut d'effort, de l'ordre de 50 à 100%.

Ces processus sont corrélés avec l'observation optique de la géométrie de coupe de l'outil.

En remarque, avec l'expérience acquise lors des nombreux essais de l'étude, il semble que l'historique d'utilisation d'un outil semble influencer sa tenue en service. Pour l'essai C, l'outil se dégrade rapidement. Cet outil a subi une surcharge temporaire par une augmentation de la section coupée lors d'une erreur de programmation sur les paramètres A_e et A_p .

Le protocole expérimental utilisé impose des arrêts entre les séries (changement de sous phases ou de phase). Il est nécessaire de distinguer les sauts imputables en partie à ces arrêts et les sauts pendant une série.

Saut entre deux passes consécutives d'une série

Pendant une série, l'évolution de F_{res_moy} se fait par saut d'effort entre deux passes consécutives, entre la sortie matière de l'outil à la passe précédente et l'entrée de l'outil dans la matière usinée à la passe suivante. F_{res_moy} est calculé à partir de $F_{res_instantané}$. Les profils d'effort sont stables avant et après le saut, seul F_{res_moy} évolue. L'observation des efforts instantanés autour d'un saut permet de montrer que le saut a lieu entre deux passes consécutives.

- processus n°1 : petit saut d'effort : Fig. 6-7 (outils à bec droit),
- processus n°2 : grand saut d'effort : Fig. 6-8 (outils à bec rayonné et droit).

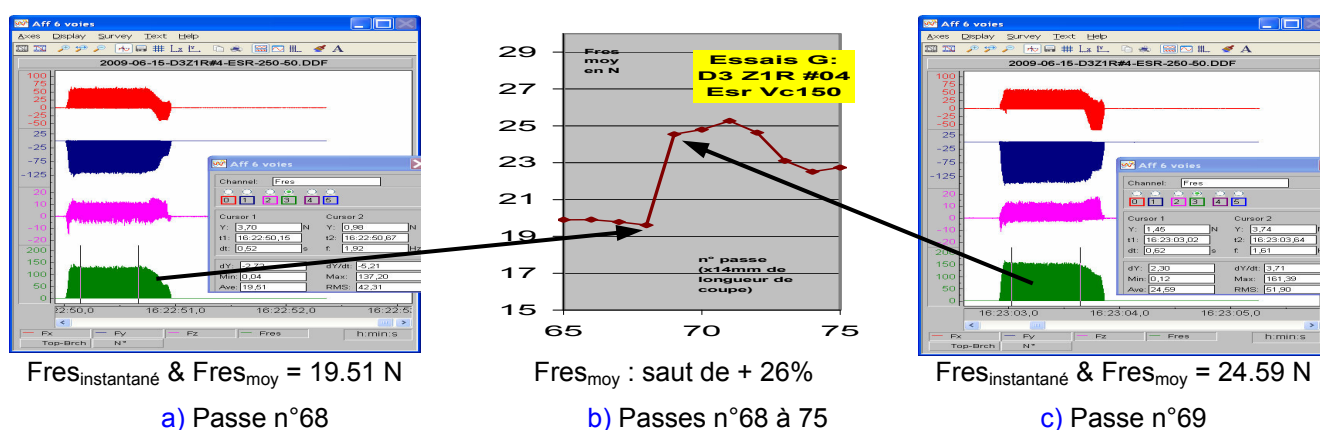


Fig. 6-7 Petit saut d'effort entre 2 passes consécutives

(essai G ; ESR ; D3Z1R#4 ; $V_c = 150$ m / min, $F_z = 67$ μ m / tr / dt, $A_p = 1$ mm, $A_e = 0.5$ mm)

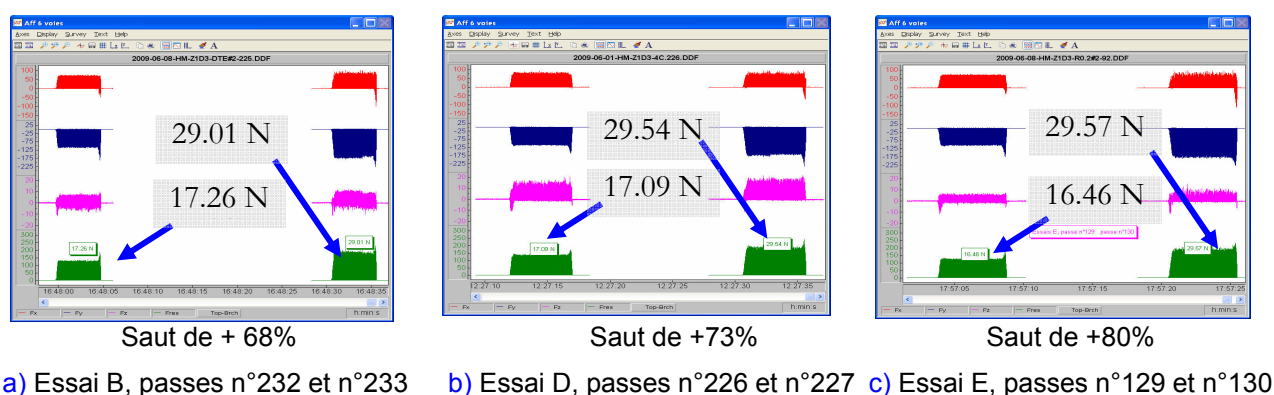


Fig. 6-8 Grand saut d'effort entre 2 passes consécutives

(essai B, D, E ; HM, D3Z1D#2, D3Z1R#1, D3Z1R#2 ; $V_c = 25$ m / min, $F_z = 67$ μ m / tr / dt, $A_p = 1$ mm, $A_e = 0.5$ mm)

Processus d'endommagement n°1 : évolution progressive par petits sauts

L'endommagement de l'outil se fait par écaillage. Celui-ci est de profondeur variable mais très localisé le long du listel de l'outil. Il se caractérise par un saut sur F_{res_moy} de +20% (points notés ❶ sur la Fig. 6-9). Cet écaillage est ensuite remodelé avec le matériau coupé qui forme une arête rapportée. L'adhésion est favorisée par le faciès de rupture. Sur le palier d'effort, une oscillation de quelques % est observée, qui peut être associée à une instabilité de la hauteur de l'arête (points notés ❷ sur la Fig. 6-9).

Processus d'endommagement n°2 : évolution brutale par grand saut

C'est un évènement catastrophique et sans signe annonciateur. La perte de matière de l'outil est conséquente tant en surface (elle concerne toute l'arête) qu'en volume (profondeur de l'écaille). C'est la mort quasi immédiate de l'outil (points ❹ sur la Fig. 6-9).

Stabilisation précédée d'un pic d'effort

A la suite d'un écaillage plus important de la géométrie de coupe apparaît un pic d'effort (+30%) réparti sur 2 ou 3 passes (points ❸ sur la Fig. 6-9). A la suite de quoi l'effort diminue et se stabilise à un niveau supérieur au précédent palier, mais inférieur à celui du pic. La géométrie de coupe écaillée semble se stabiliser par un remodelage avec l'adhésion du matériau coupé.

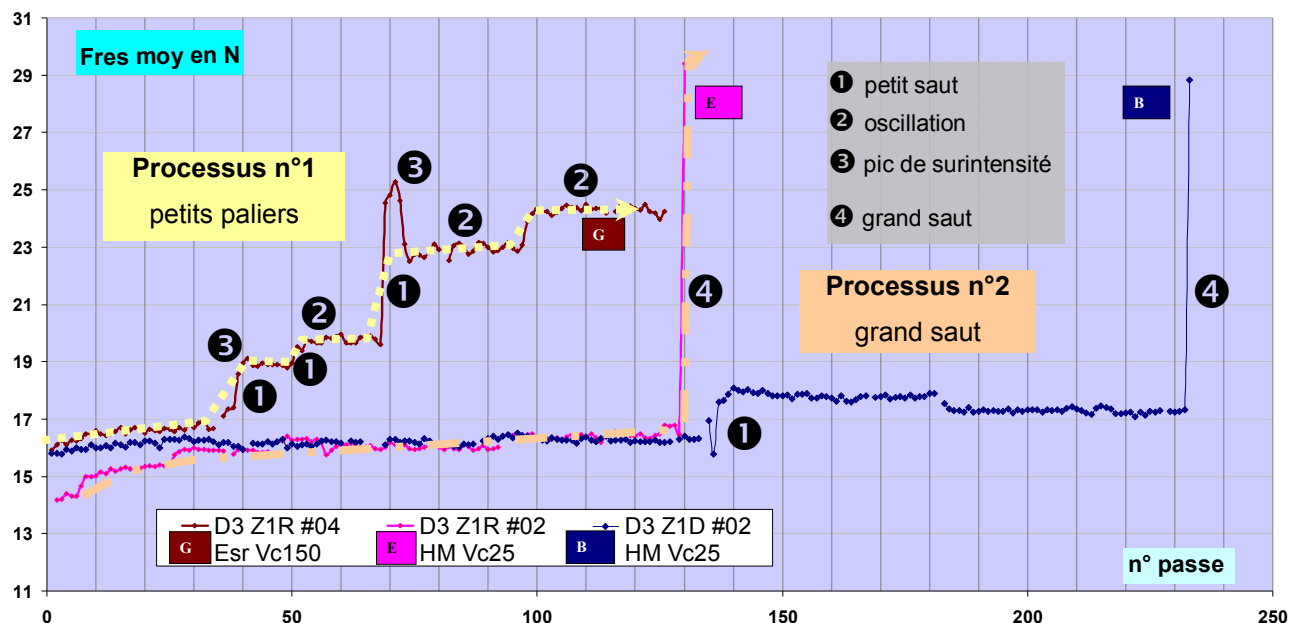


Fig. 6-9 Identification des processus d'endommagement sur les courbes F_{res_moy}
petits sauts (essai G) ; grand saut (essai E) ; mixte (essais B)

Mort d'outil


Dans le premier processus d'endommagement, la mort de l'outil est atteinte progressivement alors qu'elle intervient subitement dans le second processus. Il est impossible de prévoir si un outil va suivre l'un et/ou l'autre des processus d'endommagement décrits sur la [Fig. 6-9](#) :

- l'outil D3Z1R#4 (essai G) subit quatre petits écaillages sur 130 passes, et atteint progressivement le critère de mort d'outil,
- l'outil D3Z1R#2 (essai E) reste intègre jusqu'à la 130^{ième} passe où un seul gros écaillage lui est fatal,
- l'outil D3Z1D#2 subit un petit écaillage (135^{ième} passe) et un gros écaillage fatal à la 240^{ième} passe.

Observation des géométries de coupe de l'outil

La [Fig. 6-12](#) permet d'analyser le processus d'endommagement à partir des photographies de la géométrie de l'outil. Les deux processus d'endommagement sont comparés pour les essais E et G dans lesquels la même variante outil D3Z1R atteint la même durée de vie.

La [Fig. 6-12-a](#) (essai E) et de manière plus détaillée sur la [Fig. 6-10](#), l'apparition brutale d'un écaillage d'arête est observée entre les passes 128 et 130.

La [Fig. 6-12-b](#) (essai G) de manière plus détaillée sur la [Fig. 6-11](#), une évolution progressive de la dégradation du profil de l'outil est observable. Les faciès de rupture sont atténués par l'adhésion du matériau coupé (flèche  AR) provenant certainement d'une arête rapportée.

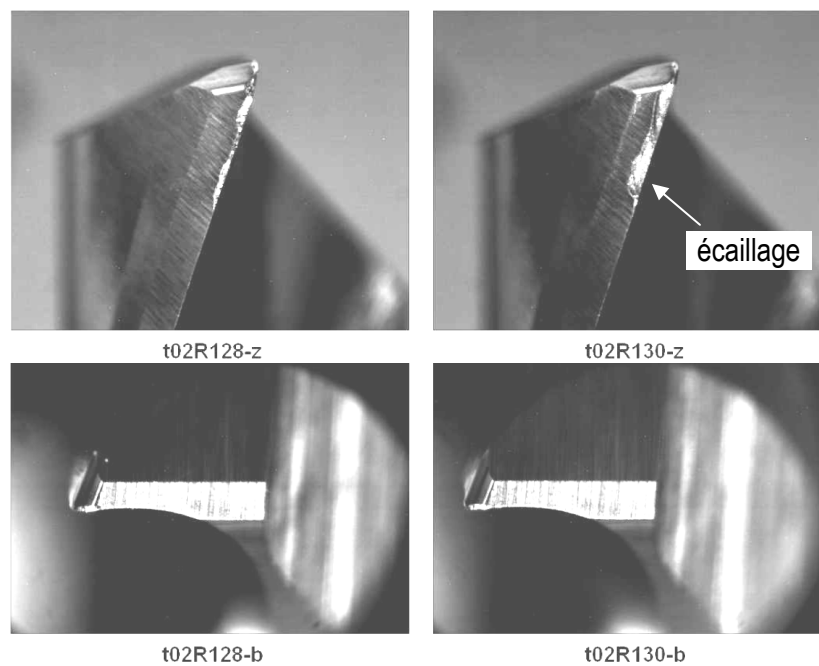


Fig. 6-10 Ecaillage important (entre les passes 128 et 130, essai E)

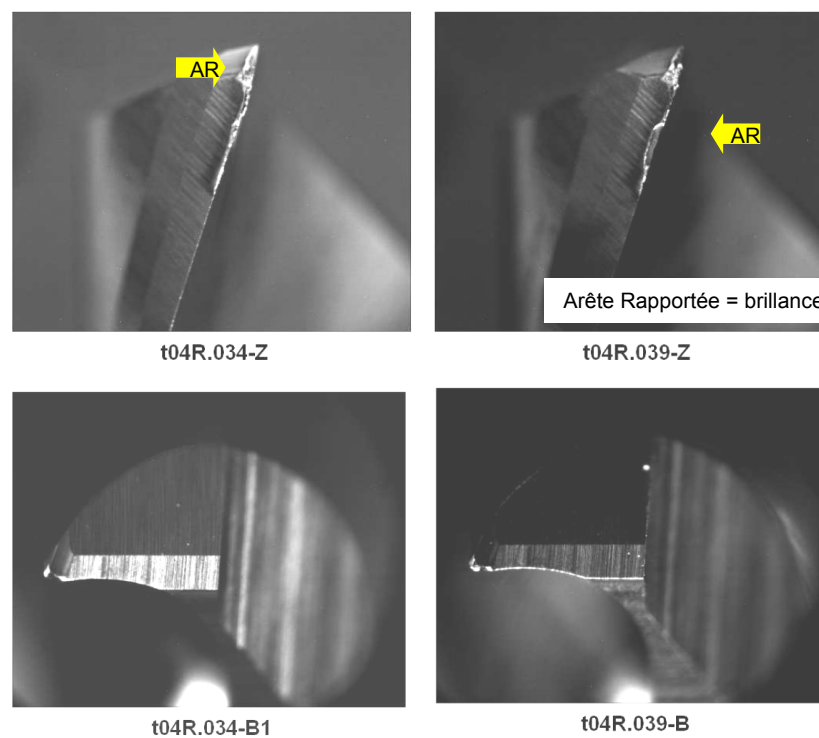


Fig. 6-11 Petit écaillage et adhésions (entre les passes 34 et 39, essai G)



Chapitre 6 - Influence de la géométrie d'outil sa tenue en service - 322 -

Analyse de l'écaillage

L'arrachement d'une partie de l'outil sous forme d'écaille et les adhésions sur la face de coupe le long des faciès de rupture sont nettement visibles sur les images et reconstructions 3D des outils présentées:

- sur la Fig. 6-13 a) à f) : outil à bec rayonné (D3Z1R#1 et D3Z1R#2),
- sur la Fig. 6-13 g) à j) : outil à bec droit (D3Z1D#2 et D3Z1D#3),

Sur la surface de coupe les phénomènes d'adhésion sont facilités par la hauteur des stries résultant de l'usinage de l'outil et par leur direction contraignant l'écoulement du copeau. Ces adhésions sont nettement visibles (Fig. 6-13 a, b, g, d et i), effilées dans une direction contenue par le plan orthoaxial de l'outil.

Les écailles laissent apparaître des faciès de rupture avec des bords vifs et une surface granuleuse rappelant le substrat de l'outil (Fig. 6-13 c, f, h et j). Les bords vifs de ces écailles représentent la « nouvelle arête de coupe ». Ces bords d'une toute autre luminosité, comme émoussés, arrondis, polis, participent à la génération des surfaces usinées. Leur couleur est très brillante et des traces du matériau coupé sont détectables.

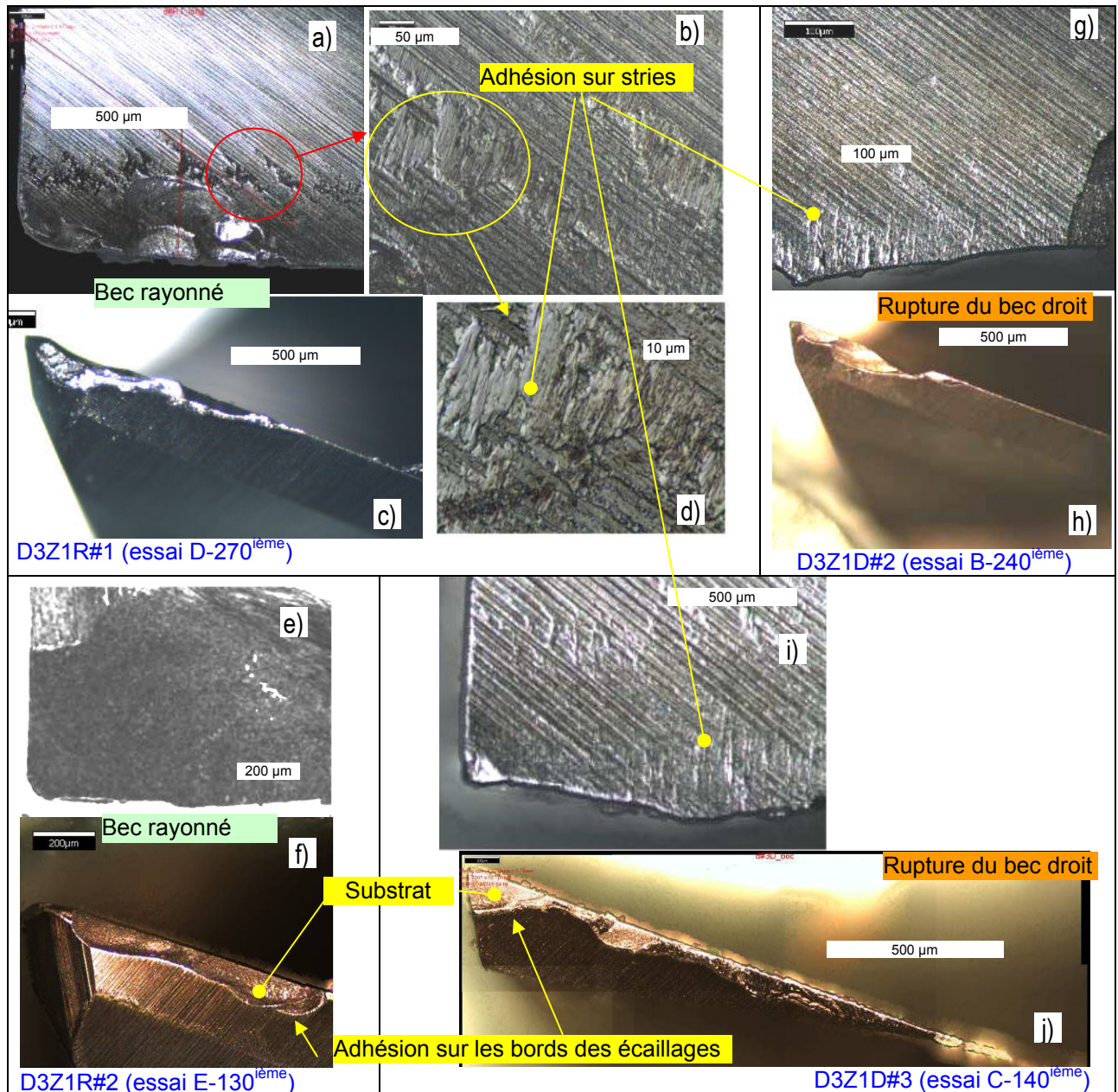


Fig. 6-13 Faciès des écaillages et adhésions du matériau coupé sur la face de coupe et sur les proéminences des écaillages (observations des outil déclarés morts en fin d'essai B, C, D et E)

Le processus d'endommagement est-il influencé par le changement d'éprouvette ?

La relation de causalité n'est pas directe mais des évolutions significatives ont lieu peu de passes après un changement d'éprouvette ou d'altitude de travail sur la même éprouvette. Ces remarques sont applicables aux essais C (+6 passes), D (+5 passes), G (+3 passes) mais ne sont pas systématiques.

Pour l'essai B de durée de vie longue, une première dégradation de l'outil a lieu à la 136^{ème} passe juste après (+3 passes) le changement d'altitude de z-1 à z-2 sur l'éprouvette HM#3.09, et la mort outil intervient (+3 passes) après le changement d'éprouvette de HM#3.04z-1 à HM#3.06z-2.

Conclusion

Variante rayonnée

La variante rayonnée améliore la tenue en service et évite la rupture du bec. Avec un grand écaillage (après un grand saut), l'outil usine, son arête est remodelée par une arête rapportée. D'autres caractérisations doivent être utilisées pour déclarer la mort d'outil : état de surface, levée de bavure, ...

Conditions renforcées

Pour l'essai G, la tenue en service n'évolue pas de façon catastrophique bien que les conditions soient renforcées ($V_c = 150$ m/min ; nuance ESR). Le bec outil rayonné résiste bien. Pour cette vitesse de coupe, il n'y a pas (d'après la bibliographie) d'arête rapportée. De petits écaillages endommagent l'outil. La géométrie de l'arête de coupe se stabilise en accrochant de la matière coupée sur les bords vifs de l'écaillage.

La cause de ces écaillages peut venir de phénomènes vibratoires (fréquence de rotation de 32 500 tr / min) ou d'une faible ténacité du taillant de l'outil. L'analyse de l'effet de l'angle de taillant ou l'influence de la FRF de la micro fraise sur la ténacité de l'outil pourraient faire l'objet d'expérimentations spécifiques en perspective de ces travaux.

Surveillance de l'endommagement avec les efforts de coupe :

L'évolution de F_Y est sensible à l'endommagement de l'outil par écaillage de son listel, alors que F_Z est sensible à l'endommagement en bout de l'outil. Pour caractériser l'usure, seule l'évolution de l'effort de coupe résultant du type $F_{res_{moy}}$ est exploitée. Dans la littérature, les efforts axiaux ne sont pas utilisés pour caractériser l'endommagement, c'est une donnée inexploitée. Cette exploitation de F_Z nécessite un dynamomètre 3 composantes et une chaîne d'acquisition plus conséquente (amplificateur de charge multivoies et traitement du signal).

6.3.3.2. Comparaison des résultats obtenus entre les outils D3Z2 et D3Z1

Les essais d'endommagement conduits au chapitre précédent avec une fraise 2 dents D3Z2D peuvent être comparés avec ceux obtenus avec la fraise 1 dent D3Z1D et D3Z1R. Bien que les plans d'essais soient construits avec des conditions géométriques et cinématiques identiques, les courbes en $F_{res_{moy}}$ obtenus pour chaque fraise ne sont pas directement superposables. Il faut adapter les axes du graphique :

- suivant l'axe vertical :
 - soit exprimer l'effort $F_{res_{moy}}$ avec un coefficient multiplicateur de 2 entre D3Z1 et D3Z2, ou utiliser deux échelles différentes,

- soit calculer l'énergie de coupe W_c et tracer les courbes en W_c .

- suivant l'axe des abscisses, remplacer la numérotation de la passe par la longueur coupée par (une) dent.

a) Rodage

La Fig. 6-14 présente l'évolution des F_{res_moy} lors des premières passes pour toutes les variantes de fraises (D3Z2, D3Z1R, D3Z1D). Plusieurs analyses en résultent :

- le niveau initial de F_{res_moy} est plus grand pour les fraises D3Z2 que pour les fraises D3Z1 ($32/2=16$ N contre 14N),
- les évolutions sont similaires avec de petites fluctuations jusqu'à $L_{coupée \text{ pour 1 dent}} = 190$ mm,
- la phase de rodage est deux fois plus courte pour les fraises D3Z2 que pour les fraises D3Z1 ($L_{coupée \text{ pour 1 dent}} = 200$ contre 500 mm),
- l'endommagement du bec outil est six fois plus rapide pour les fraises D3Z2 que pour les fraises D3Z1 ($L_{coupée \text{ pour 1 dent}} = 220$ contre 1200 mm).

Le choix d'une fraise 1 dent semble pertinent.

Toutes les fraises droites D3Z2 et D0.5Z2 utilisées se sont dégradées dès la mise en service, en commençant par un endommagement du bec. Les fraises D3Z1D sont beaucoup plus robustes suivant ce critère. Faut-il conclure à un effet néfaste du mal rond sur la tenue en service de l'outil ? Cette question pourrait faire l'objet d'expérimentations spécifiques en perspective de ces travaux.

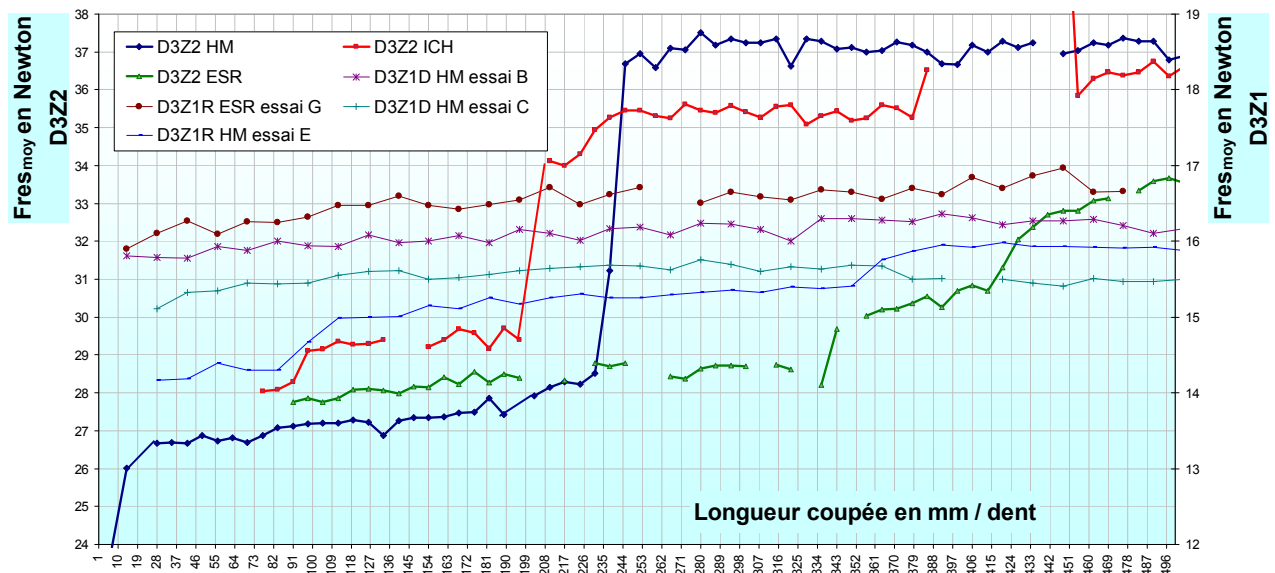


Fig. 6-14 Comparaison des efforts F_{res_moy} lors des premiers usinages (fraises D3Z2 et D3Z1)

b) Processus d'endommagement

La Fig. 6-15-b représente sur un même graphique l'évolution de l'énergie de coupe W_c pour la fraise D3Z2D (à bec droit) et la fraise D3Z1R (à bec rayonné).

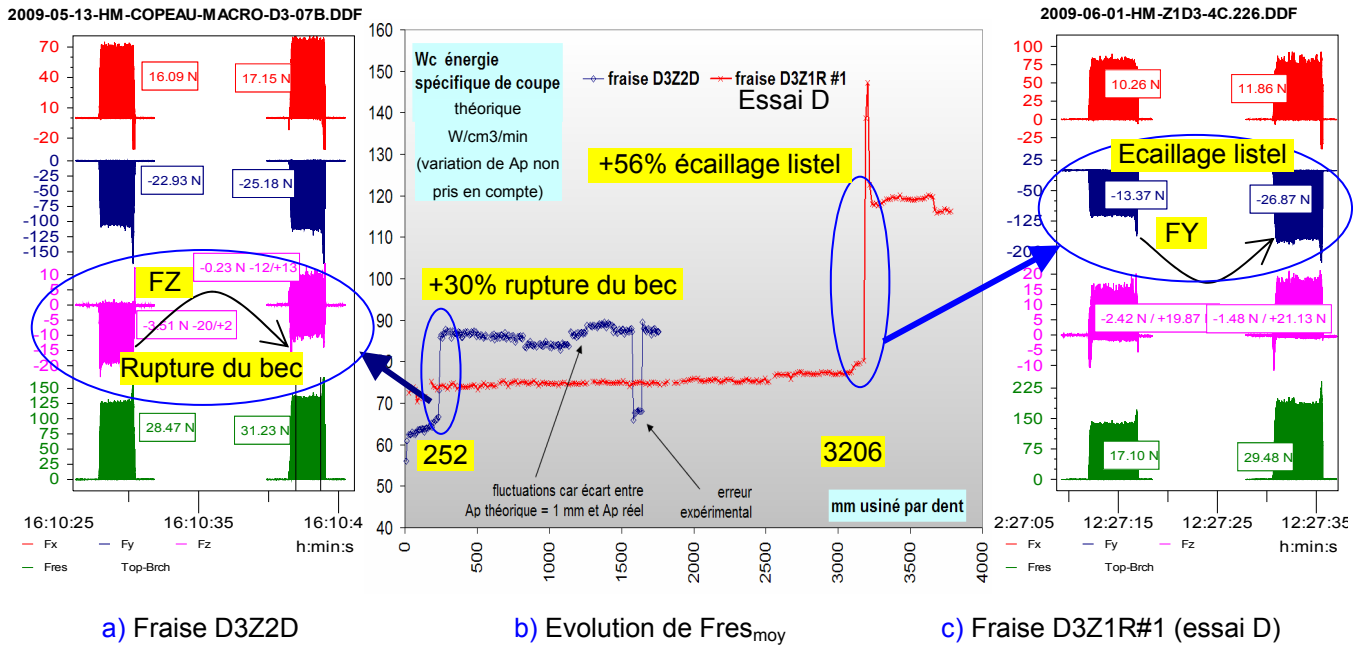


Fig. 6-15 Effort F_{res_moy} et tenue en service comparée des fraises D3Z2D et D3Z1R

L'endommagement des outils se fait de deux façons distinctes :

- par rupture du bec, pour D3Z2D avec un petit saut de $+30\%$ sur W_{c_y} dès le début de son utilisation ($L_{coupée \text{ pour } 1 \text{ dent}} = 252 \text{ mm}$),
- par l'écaillage du listel, pour D3Z1R avec un grand saut de $+56\%$ sur W_c après une longue utilisation ($L_{coupée \text{ pour } 1 \text{ dent}} = 3206 \text{ mm}$).

La rupture du bec droit de l'outil D3Z2 est observée optiquement, corrélée par la variation du profil d'effort FZ (Fig. 6-15-a).

Un grand écaillage de l'arête de coupe latérale de l'outil D3Z1R est observé optiquement, corrélé par la variation du profil d'effort FY (Fig. 6-15-b).

L'endommagement de l'outil est constaté principalement entre deux passes lors des phases d'entrée / sortie (E/S) de l'outil dans la matière. Pour une même longueur coupée exprimée par dent, avec le même format d'éprouvette, la fraise D3Z2 a deux fois plus d'E/S que la fraise D3Z1. Pour les résultats obtenus, le nombre d'E/S ne semble pas être un facteur influent.

L'énergie de coupe W_c d'une fraise D3Z1 ou D3Z2 après la phase de rodage ($L_{\text{coupée pour 1 dent}} = 500$ mm) ou de rupture du bec est stable et peu évolutif pendant toute sa durée de vie. Pour la fraise D3Z2, W_c évolue fortement sur les 500 premiers millimètres puis se stabilise. Il est initialement inférieur à celui de la fraise D3Z1 puis il devient supérieur (+20% environ). Une explication possible serait liée au travail inégale de chaque dent du au mal rond (initial ou dû à l'endommagement).

Les paramètres de coupe appliqués à l'usinage sont établis pour 2 dents usinant de façon égale. Avec le mal rond, les sections coupées par chaque dent sont alors inégales. La valeur de H_c pour ces essais est de $50 \mu\text{m}$, proche de la valeur de H_{min} obtenue par la méthode COM. La valeur de W_c augmente lorsque $H_c < H_{\text{min}}$. Une des deux dents doit couper une plus grande section copeau que celle imposée par le plan d'essais, alors que pour l'autre dent la section coupée devient inférieure à H_{min} et consomme une énergie de coupe W_c supérieure.

c) Durée de vie

La comparaison des durées de vie est difficile. L'outil D3Z2 n'a pas atteint un critère de mort d'outil avant la fin de la campagne d'essai. Bien que l'outil soit endommagé, il peut continuer à usiner au détriment de la qualité de la surface usinée et de levées importantes. Le jugement de l'opérateur est primordial pour déterminer la mort de l'outil. Le critère de mort outil à l'échelle micro n'est pas établi de façon déterministe. D'autres critères de mort d'outils reste à définir.

En conclusion, cette analyse comparative mérite d'être continuée sur d'autres essais. Il apparaît cependant un avantage à mener des campagnes d'essais avec un outil mono dent dont le bec outil est renforcé.

6.3.3.3. Surveillance dynamique de l'endommagement

Avec le profil d'effort FZ

La Fig. 6-16 propose une vue globale de l'éprouvette usinée à l'essai E entre les passes 46 et 90 associée avec l'évolution des efforts :

- $F_{\text{res moy}}$,
- FZ_{ave} ,

ainsi que 3 images de la géométrie de coupe de l'outil pour les passes :

- 46 (en début),
- 76 (au milieu),
- 92 (à la fin).

La fraise débute chaque passe en haut et usine en avalant jusqu'au talon. Elle se dégage axialement puis itère en se décalant sur la gauche de $A_e = 0.5$ mm.

La trajectoire trochoïdale du bec de l'outil mono dent génère des traces distinctes, théoriquement équidistantes ($F_z = 67 \mu\text{m}/\text{dent}$), sur toute la longueur de la passe et entre toutes les passes. L'observation des états de surface permet plusieurs analyses qui seront détaillées par la suite :

- plusieurs bandes colorées sont identifiables sur la largeur d'une même passe outil avec la présence d'une instabilité appelée « dalle » par la suite,
- défauts de planéité répétitifs observables par un relevé topographique normal à la direction d'avance.

Une légère dégradation en bout de l'outil est observée entre les images T46 et T76 (Fig. 6-16-c et d), alors que l'usure le long du listel évolue peu, ce qui peut expliquer que le niveau $F_{res_{\text{moy}}}$ évolue peu et reste dans une plage de ± 0.2 N correspondant presque à la précision des mesures. Un évènement (non identifié) intervenant à la passe 57 s'estompe en 3 passes.

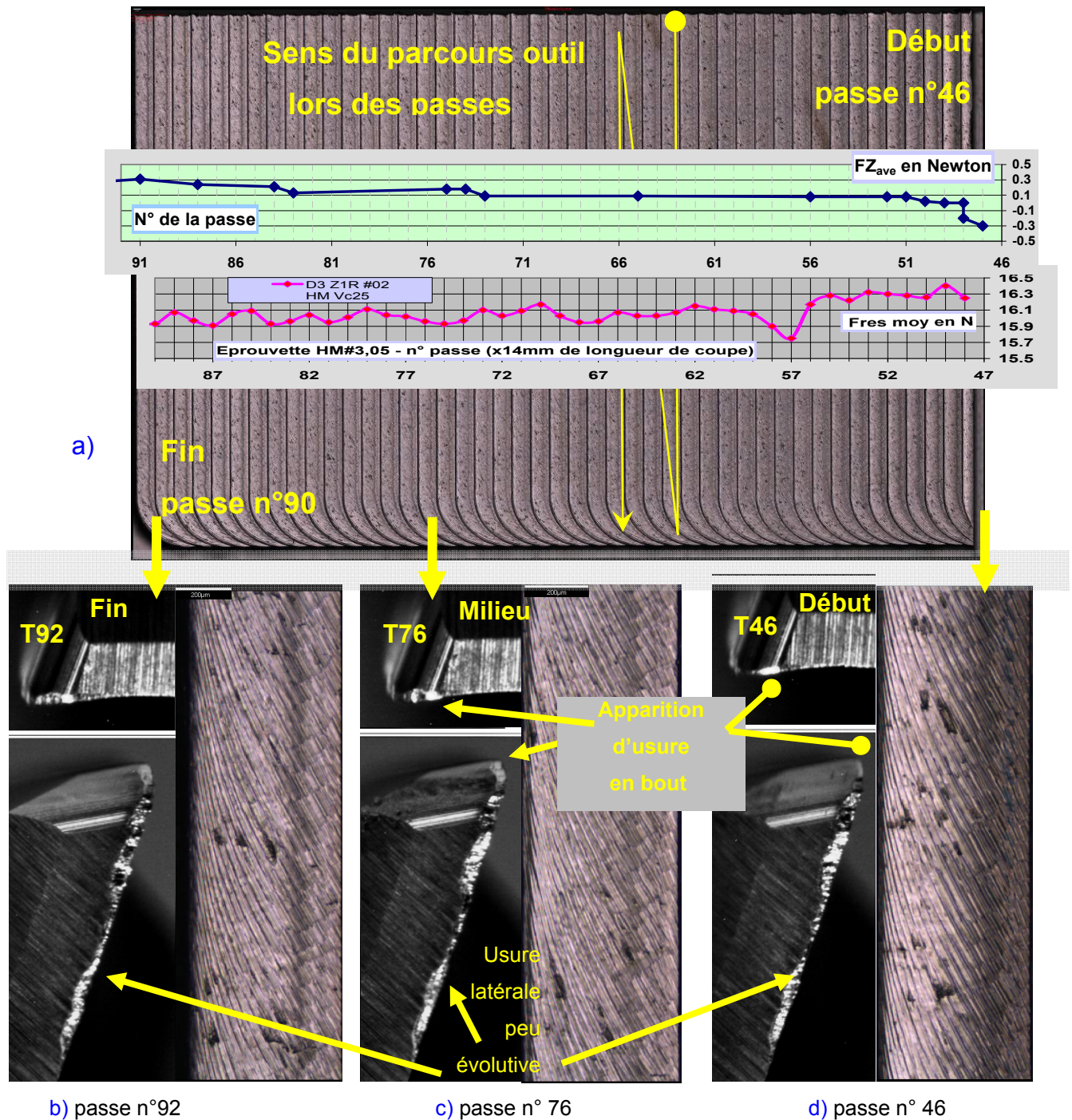


Fig. 6-16 Profils d'effort, états de surface et endommagement de l'outil

(essai E, passes 46 à 90 ; HM ; D3Z1R#3 ; Vc = 25 m/min, Fz = 67 $\mu\text{m}/\text{tr}/\text{dt}$, Ap = 1 mm, Ae = 0.5 mm)

Conformément aux conclusions du chapitre précédent, la courbe de suivi de l'effort FZ est bien corrélée avec la dégradation en bout d'outil, ce que ne permet pas l'observation des efforts FX et FY.

La Fig. 6-17 illustre l'évolution de l'effort axial FZ pour toutes les passes réalisées à l'essai E. Avec l'effort instantané (Fig. 6-17-a), l'endommagement en bout de l'outil est identifiable en cours de passe n°48. Avant cet endommagement, le profil de FZ est stable (-5/+2.5 N) d'amplitude 7.5 N. Après la

48^{ème} passe, le profil de FZ reste stable, de même amplitude mais se décale en positif (de -2.5 à +5 N). La dégradation du listel provoque une variation d'amplitude de FZ (0/+10 N) qui n'est plus négatif.

La Fig. 6-17-b) présente l'évolution de l'effort moyen FZ_{moy} . La tendance globale suit l'endommagement par palier de l'outil. Les oscillations sont peut être dues à la reconstruction d'une géométrie de coupe avec une arête rapportée instable. Plus l'outil est dégradé, plus cette oscillation perdure.

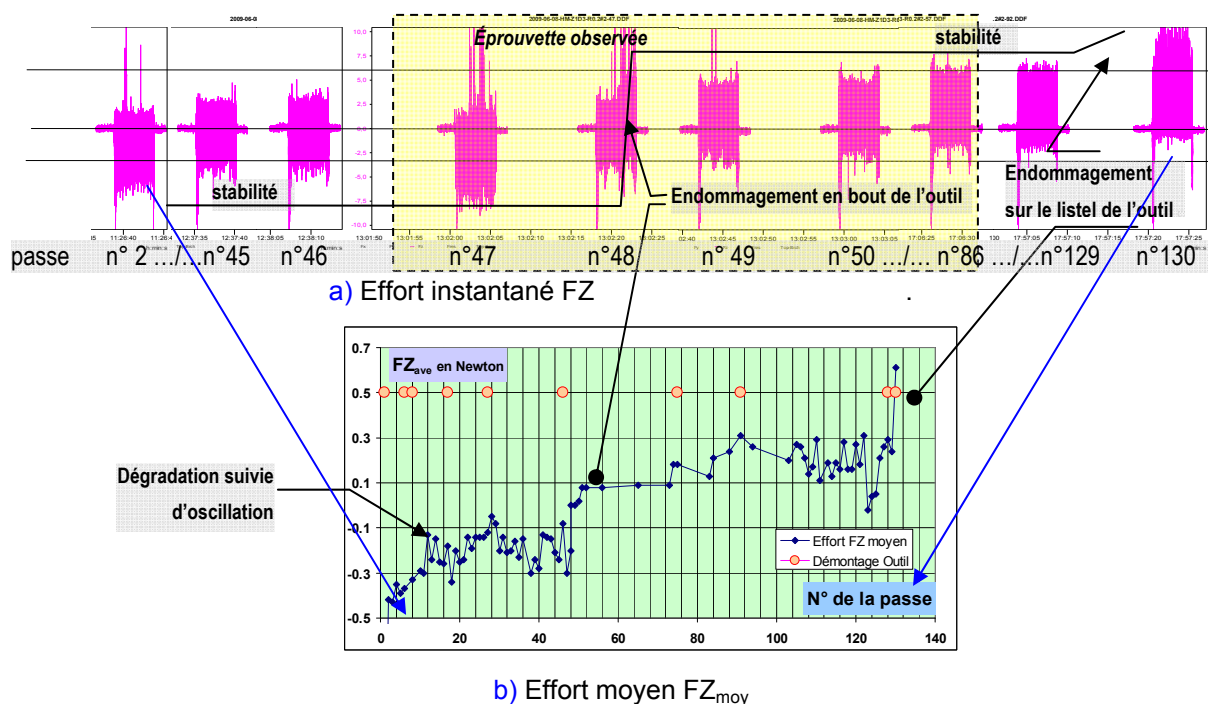


Fig. 6-17 Evolution de l'effort axial FZ : a) instantané et b) moyen et identification de l'endommagement de l'outil en bout (passe n°48) et sur le listel (passe n°130)
(essai E, 130 passes; HM ; D3Z1R#3 ; $V_c = 25$ m/min, $F_z = 67$ $\mu\text{m}/\text{tr}/\text{dt}$, $A_p = 1$ mm, $A_e = 0.5$ mm)

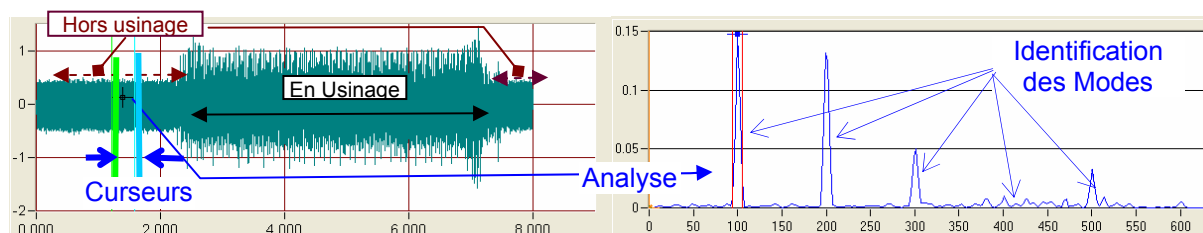
La rupture du bec a lieu en cours d'usinage, alors que l'écaillage du listel se produit entre deux passes. Le suivi de l'effort FZ corrèle bien les endommagements que subit l'outil.

Suivi accélérométrique

Le résultat attendu doit confirmer les conclusions du chapitre précédent quant à la corrélation entre l'endommagement outil et l'évolution de la magnitude d'un mode. Les accéléromètres sont placés avec des aimants sur le fourreau de la broche. Leur signal temporel est enregistré au cours de l'essai toutes les 10 passes. Une analyse modale (FFT) est pratiquée sur ces enregistrements autour de l'instant choisi (curseur) (Fig. 6-18).

L'essai D est conduit à 2570 tr/min (resp. 15988 tr/min pour l'essai G) soit à une fréquence de passage de dent (mode n° 1) pour la fraise mono dent de 42.8 Hz (resp. 266.4 Hz). L'analyse FFT est détaillé hors usinage pour les essais D (Fig. 6-18-a) et hors puis en usinage pour l'essai G (Fig. 6-18-b). Les modes principaux sont identifiables et leur amplitude est exploitable.

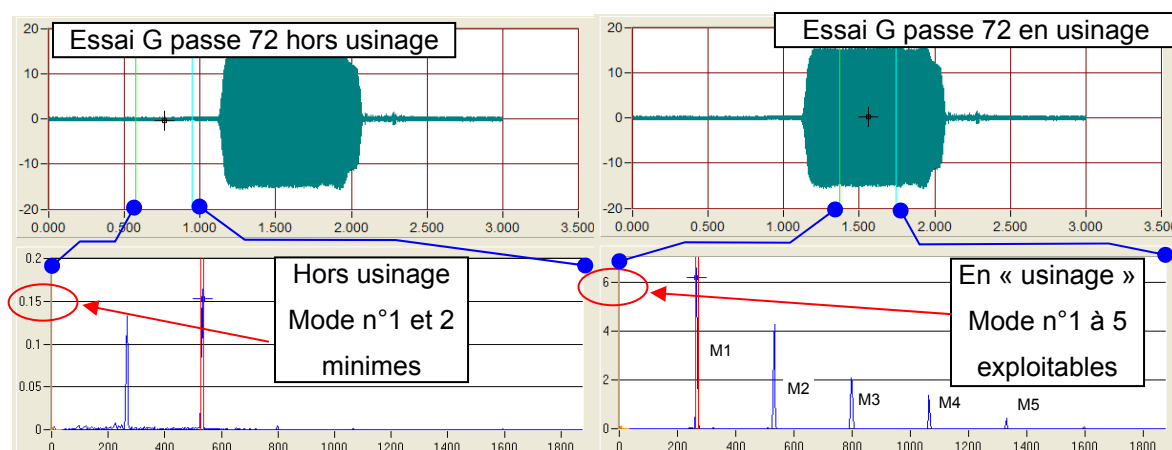
Cette analyse complète les observations de la géométrie d'outil ainsi que la mesure des efforts de coupe.



a) Signal temporel et curseurs

b) Analyse FFT en m/s² filtre [10 ; 500 Hz]

(passe n°191 ; essai D, 2570 tr/min)



c) Signal temporel et analyse FFT en m/s² filtre [2 ; 1500 Hz]

(passe n°72 ; essai G, 15 988 tr/min soit)

Fig. 6-18 Analyse modale (FFT) du signal accélérométrique pendant une passe

a) et b): essai D à 2570 tr/min et c) essai G à 15988 tr/min

Pour l'essai D, l'analyse FFT en usinage fait apparaître plusieurs modes (88, 100, 132, 175, 200, 220, 232, 264 Hz). La Fig. 6-19 compare l'évolution de l'amplitude des modes avec le niveau d'effort $F_{res, moy}$. Le mode n° 1 est la fréquence de rotation de la broche qui est aussi la FPD (43 Hz). Les amplitudes des modes sont de valeurs différentes. C'est l'amplitude du mode n° 3 (132 Hz) qui est la plus importante, environ trente fois plus grande que celle du mode n° 1. Ceci n'est pas justifié dans cette étude.

Une corrélation apparaît entre la variation de l'amplitude de chaque mode (n° 1 à 4) (Fig. 6-20) et l'évolution du niveau d'effort $F_{res, moy}$ particulièrement lors de l'endommagement de l'outil par écaillage. Le mode n° 3 donne la meilleure corrélation, car son signal possède certainement le meilleur rapport signal sur bruit.

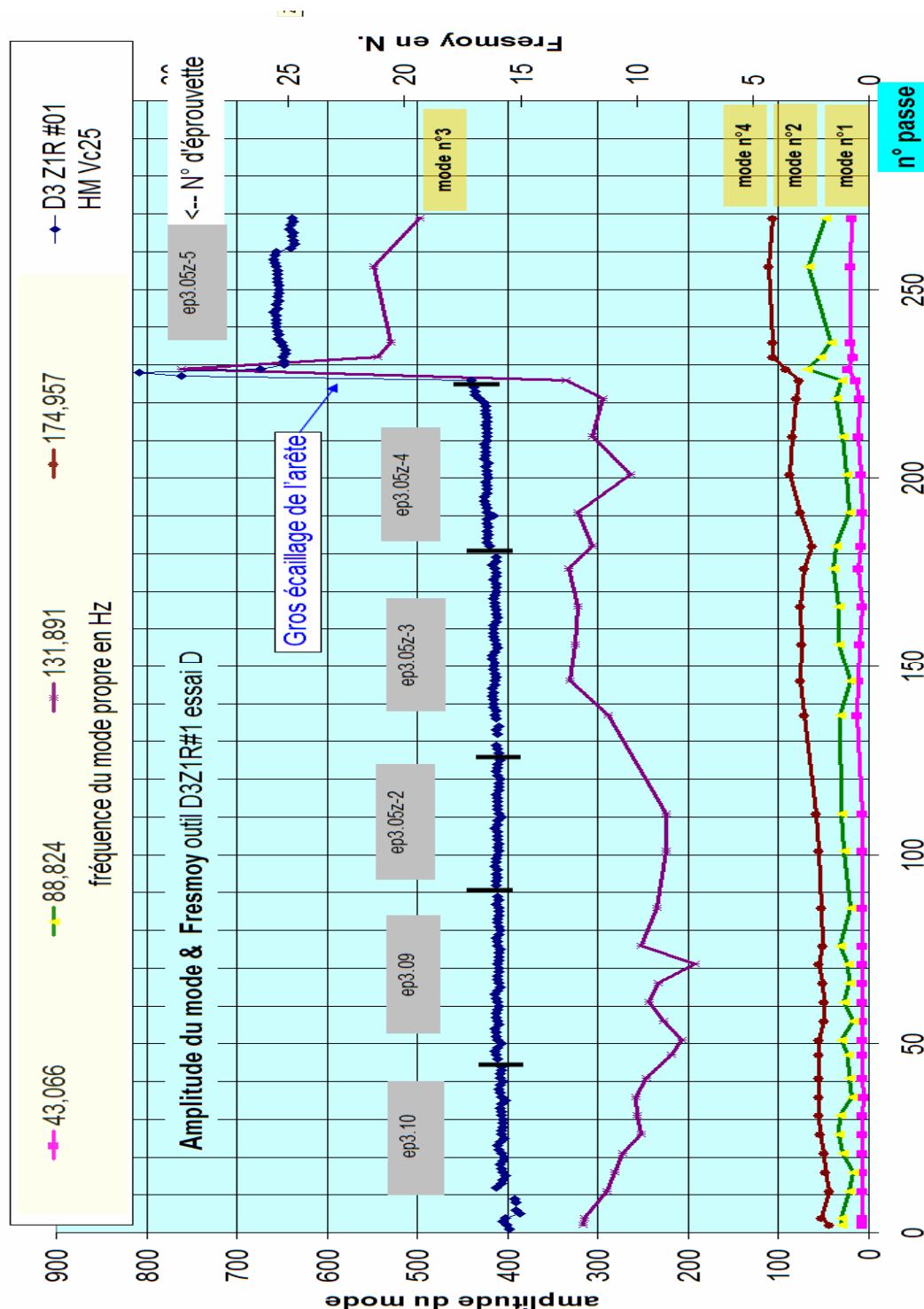


Fig. 6-19 Comparaison de la variation de l'effort de $F_{res, moy}$ avec l'amplitude des modes n° 1 à 4 pour l'essai D ($V_c = 25 \text{ m/min}$ à 2570 tr/min)

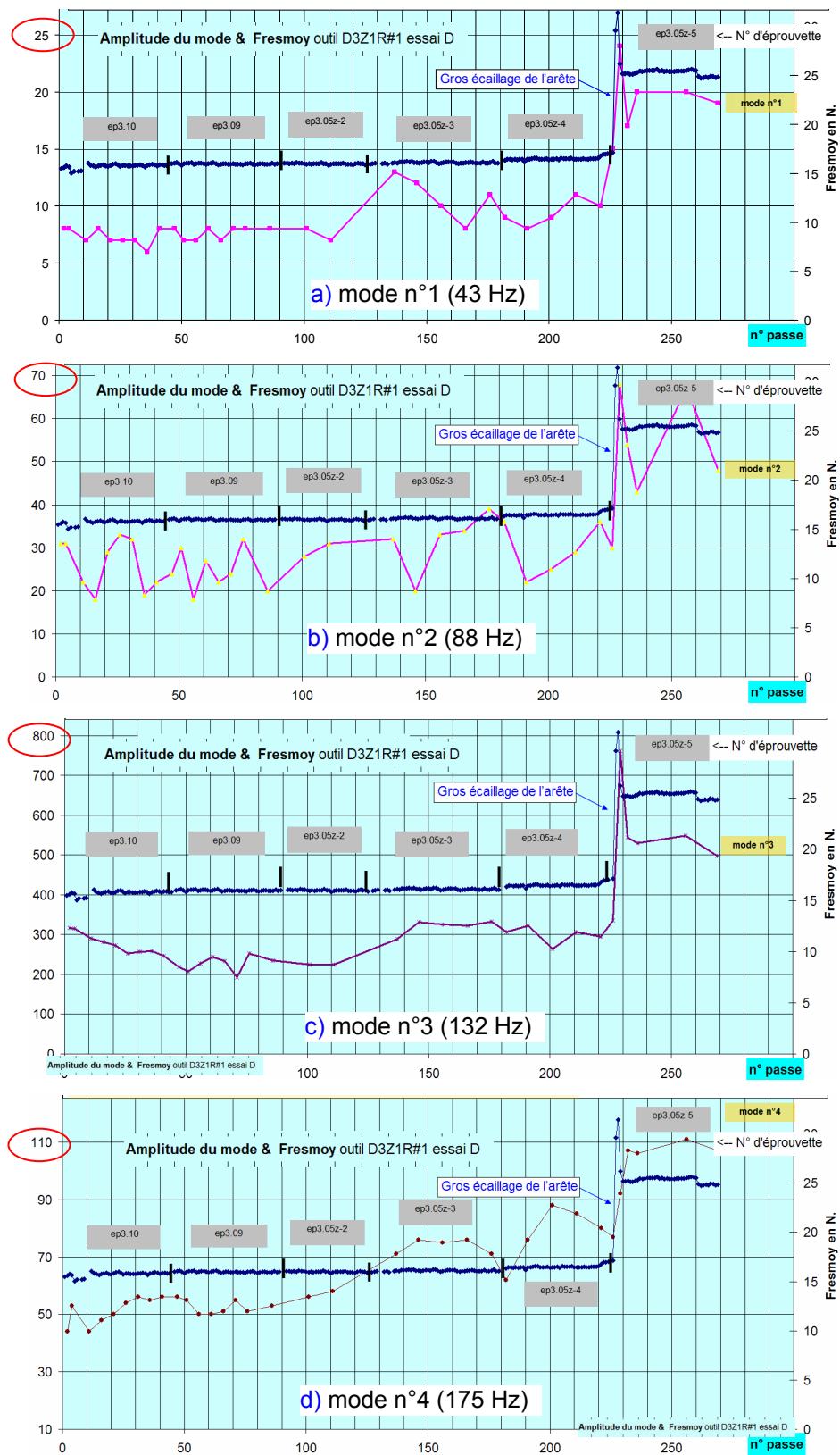


Fig. 6-20 Comparaison de la variation de l'effort de $F_{res_{moy}}$ avec l'amplitude de chaque mode pour l'essai D ($V_c = 25$ m/min à 2570 tr/min)

Cette analyse également est valable pour l'essai G (15 988 tr/min). Le mode n°1 est à 266 Hz. Les 4 premiers modes sont exploités en corrélation avec la variation de Fresmoy sur la Fig. 6-21. Le nombre de points expérimentaux est réduit car le suivi n'a été mis en œuvre que sur quelques passes.

Toutes les caractéristiques de l'endommagement décrit précédemment par observation optique et suivi d'efforts de coupe se retrouvent avec le suivi accélérométrique :

- second processus (petits sauts),
- pic de surintensité d'effort,
- oscillations.

Ce résultat vient conforter les conclusions du chapitre précédent quant à la possibilité d'utiliser une mesure accélérométrique pour un suivi économique de l'endommagement des outils.

Tous les modes suivis (ordre 1 à 4) sur les Fig. 6-22 b) à d) corrélient bien l'évolution de l'effort de coupe. Pour cet essai, c'est le mode 1 qui a l'amplitude la plus importante. L'analyse est pertinente.

La corrélation est meilleure que pour l'essai G que pour l'essai D. Pour l'essai D (2570 tr/ min) l'exploitation est délicate car le rapport signal sur bruit est plus faible que pour l'essai G (15988 tr/min). Pour l'essai D, un seul accéléromètre est utilisé. Un seul signal est disponible pour les analyses. Pour l'essai G, réalisé ultérieurement, deux accéléromètres sont placés à 90° sur le fourreau vers le nez de broche. Chacun des deux signaux permet de suivre l'usinage, mais seul, un signal accélérométrique suffit pour l'analyse. Un des deux signaux est peu bruité et est facilement exploitable, c'est celui qui est utilisé dans pour l'analyse de l'essai G. La qualité du signal de l'accéléromètre dépend du placement sur le bâti, à déterminer par des essais préalables car cela dépend de la structure générale de la machine, et particulièrement du type de guidage en rotation de la broche.

Le coût de l'équipement accélérométrique est très accessible (accéléromètre + carte son) à peine 1% du prix d'une mesure dynamique d'effort (dynamomètre + amplificateur + carte d'acquisition + logiciel de traitement). La mise en œuvre est aisée et le matériel robuste.

La broche de la machine peut être équipée à demeure d'accéléromètres dont l'exploitation est intégrable à la CN.

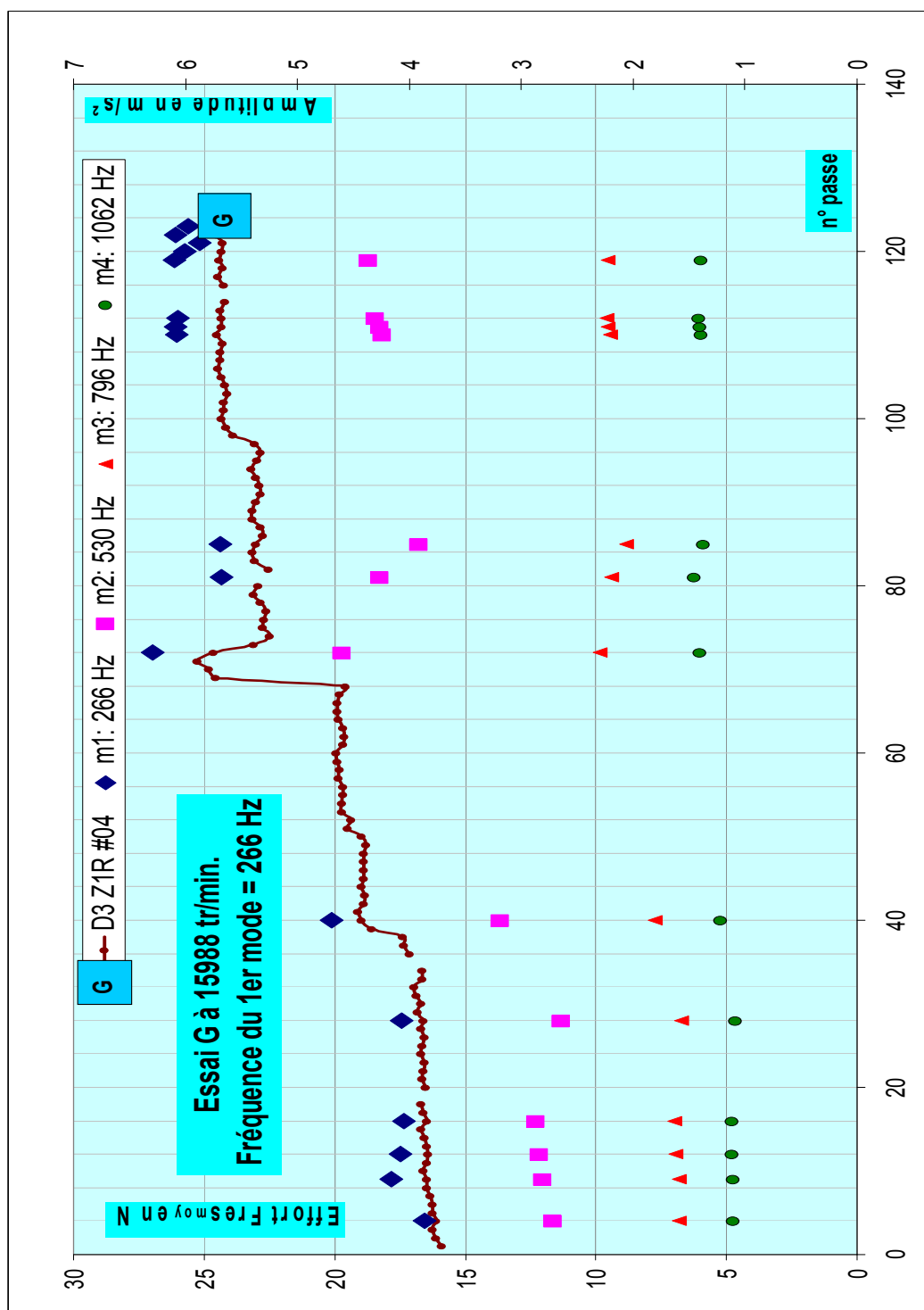


Fig. 6-21 Comparaison de la variation de l'effort de $F_{res_{moy}}$ avec l'amplitude des modes 1 à 4 pour l'essai G ($V_c = 150$ m/min à 15988 tr/min)

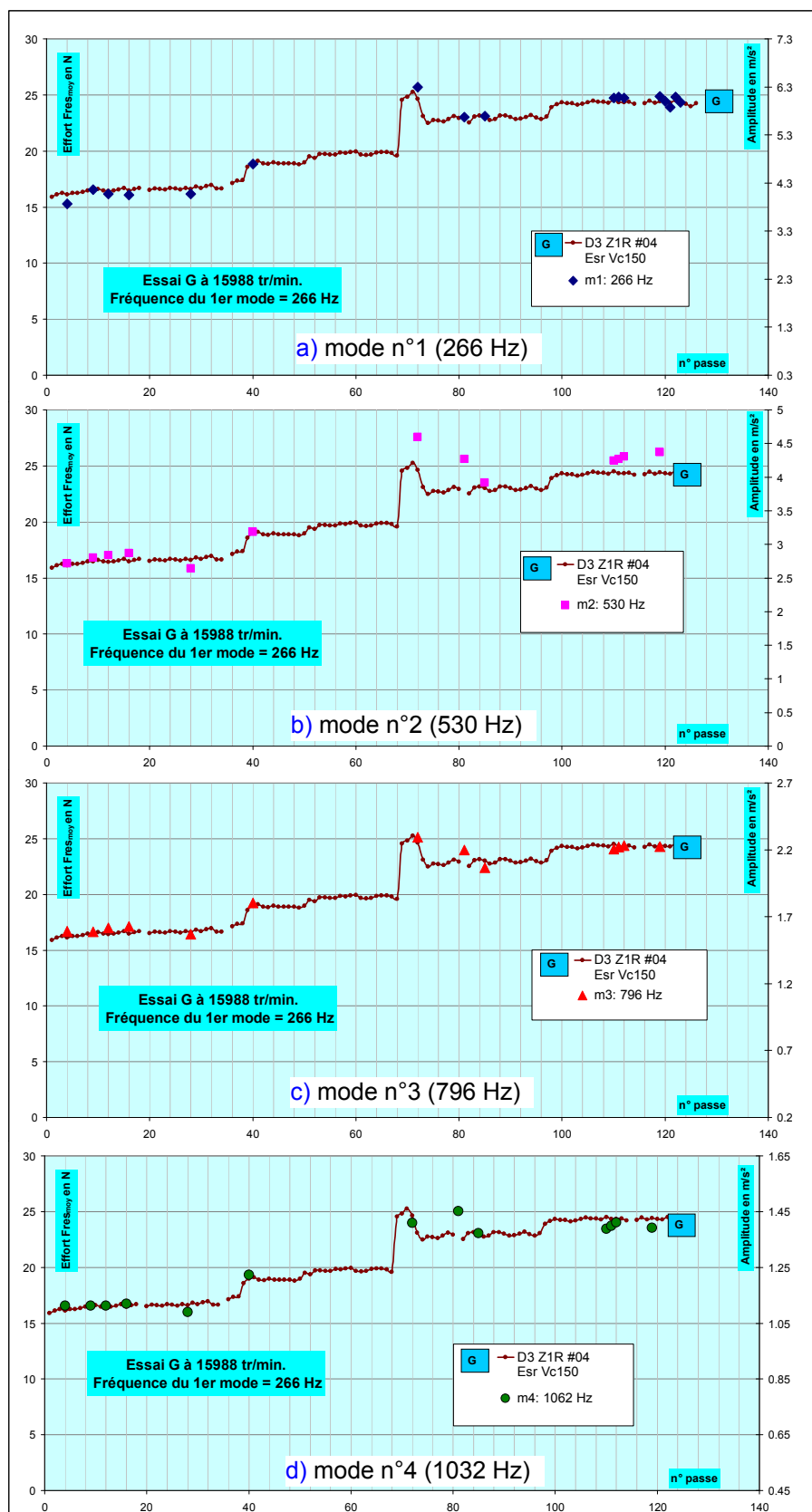


Fig. 6-22 Comparaison de la variation de l'effort de F_{res_moy} avec l'amplitude de chaque mode pour l'essai G ($V_c = 150$ m/min à 15988 tr/min)

6.3.3.4. Analyse des états de surface

Caractérisation du profil usiné

L'analyse porte sur la macro géométrie de la surface usinée (profil d'entités géométriques élémentaires), et les instabilités observées dénommées « dalles » pour l'analyse micro géométrique.

La surface usinée est reconstruite en 3D par le logiciel InfiniteFocus après acquisition sous microscope à focalisation variable (Alicona), ce qui permet d'accéder à la fois à la macro ou micro géométrie de la surface observée.

Pour la macro géométrie, un profil moyen est obtenu le long d'une ligne (rouge cf. [Fig. 6-23](#)) en fonction de sa largeur modulable. Des critères dimensionnels sont accessibles (hauteur, distance) ainsi que le « fittage » avec des entités de forme simple (cercle, droite) permettant d'identifier la géométrie du profil. Pour la micro géométrie, un rendu 3D est obtenu avec une résolution verticale de 20 nm ou une image optique sous grossissement x100. Un « mapping » de la surface permet d'obtenir ces informations sur un champ étendu en associant de multiples acquisitions.

L'analyse est effectuée sur l'éprouvette (HM#3.10z-3) usinée à l'essai E entre les passes 49 à 52 avec la fraise D3Z1R#2. Une précédente analyse permet de voir la globalité de l'éprouvette [Fig. 6-16](#). La surface étant homogène, le choix de ces passes est arbitraire.

La caractérisation est proposée suivant deux sections, une perpendiculaire et l'autre parallèle à la direction d'avance :

- pour la section perpendiculaire à la direction d'avance ([Fig. 6-23-a](#)), le profil est périodique (chaque passe ayant un $A_e = 500 \mu\text{m}$) et varie d'environ $12 \mu\text{m}$ en altitude. Trois entités (A, B, C) sont identifiables sur une période de ce profil,
- pour la section parallèle à la direction d'avance ([Fig. 6-23-b](#)), la variation d'altitude est d'environ $2 \mu\text{m}$, et ce indépendamment de la position de la section.

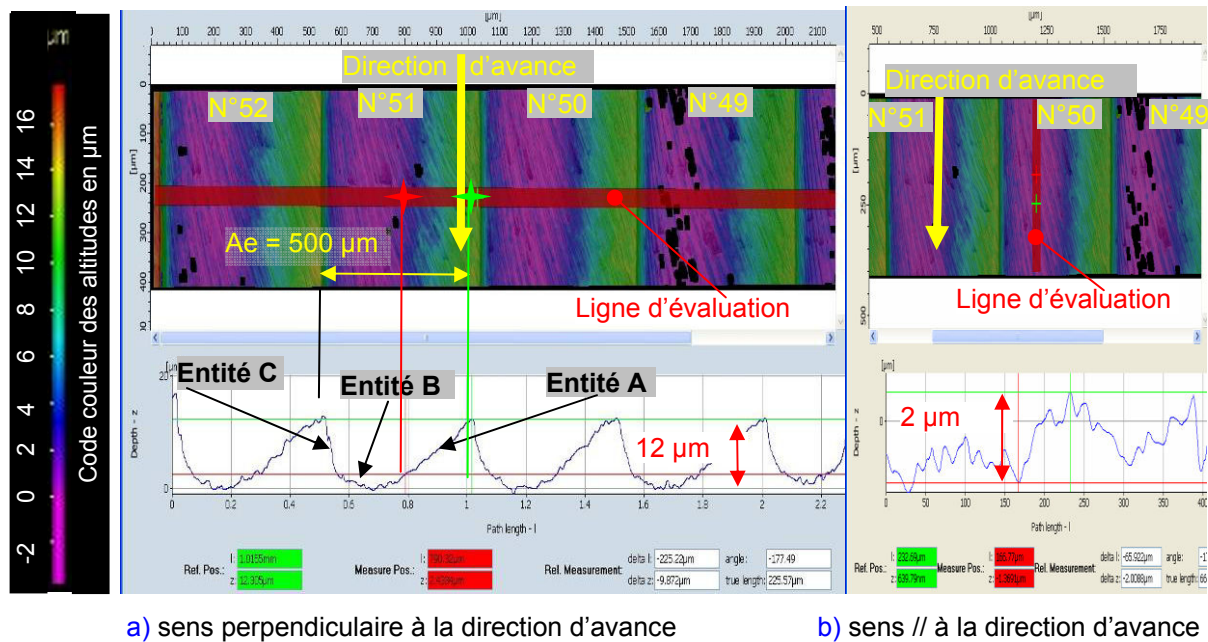


Fig. 6-23 Analyse du profil de la surface générée sur plusieurs passes
(essai E, passes n° 49 à 52, éprouvette HM#3.10z-3)

Perpendiculairement à la direction d'avance, le profil est modélisable par trois entités (A, B et C) (Fig. 6-23-a) répétées avec une périodicité de $500 \mu\text{m}$, correspondant à l'engagement radial A_e de chaque passe. Dans la direction d'avance (Fig. 6-23-b), le profil est modélisable par une droite. La surface générée est modélisable par une surface réglée définie par une génératrice formée de 3 entités A, B et C répétées périodiquement suivant une directrice (rectiligne) de direction la direction d'avance.

Le bec de la fraise D3Z1R#2 à l'état neuf est un rayon de $200 \mu\text{m}$. Cette forme de l'outil ne se retrouve pas sur le profil usiné mais uniquement dans l'angle pour un fraisage épaulé.

La Fig. 6-24 montre la détermination des 3 entités géométriques :

- **entité A** : droite orientée d'un angle de 2.5° (vis-à-vis du plan d'avance XY) et de longueur $215 \mu\text{m}$,
- **entité B** : un arc de cercle ou d'ellipse de rayon environ $2800 \mu\text{m}$,
- **entité C** : droite orientée d'un angle de -13° (vis-à-vis du plan d'avance XY) et de longueur $40 \mu\text{m}$, se raccordant avec un cercle tangent de rayon $75 \mu\text{m}$ à l'entité B.

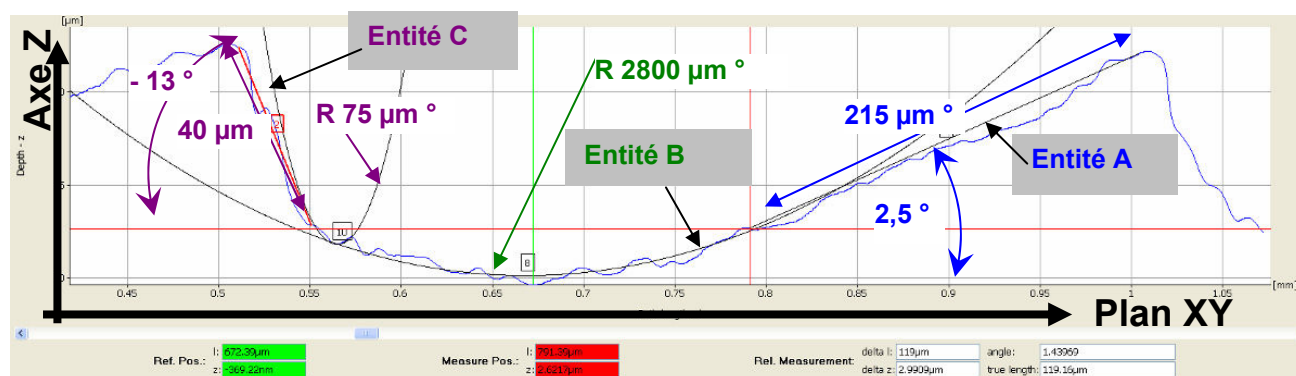
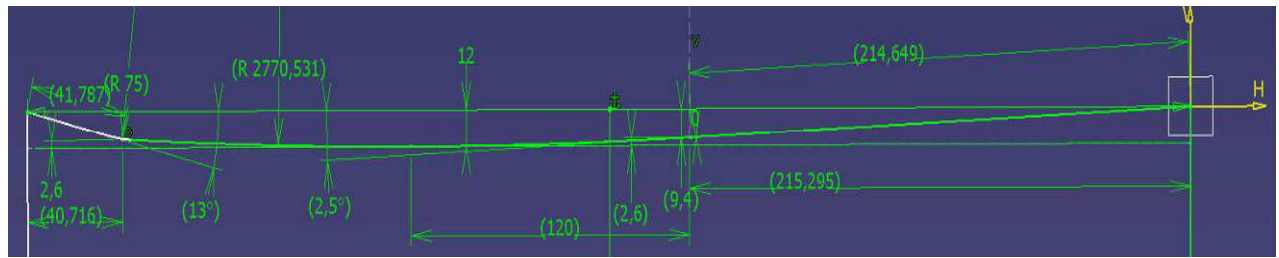


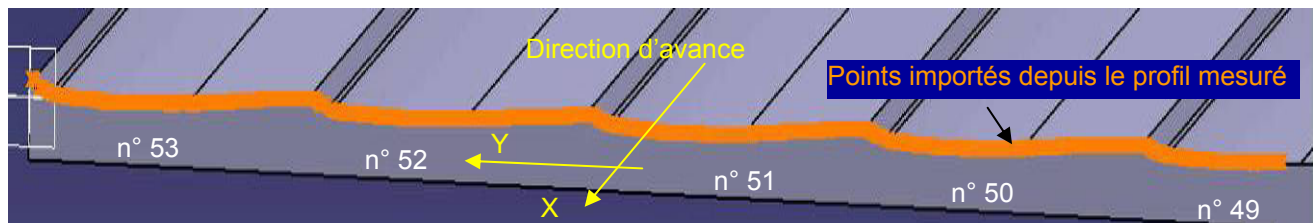
Fig. 6-24 Définition des entités géométriques élémentaires caractérisant le profil de la surface (essai E, passe n° 51, éprouvette HM#3.10z-3)

Pour valider le modèle géométrique du profil défini à partir de ces mesures, la surface théorique est reconstruite avec le logiciel de CAO CATIA (Fig. 6-25-a) puis comparée aux relevés expérimentaux.

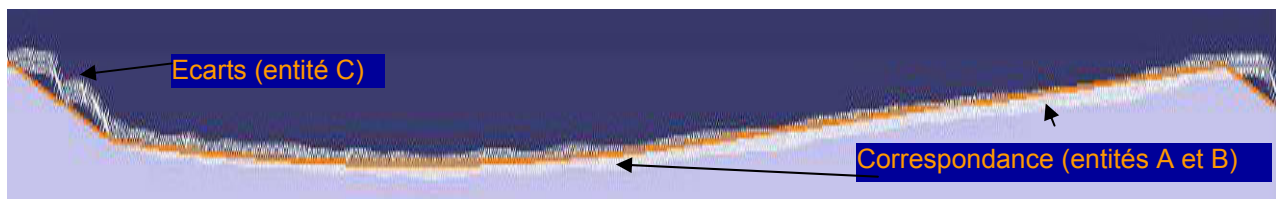
Les coordonnées des points constituant la directrice mesurée (Alicona + logiciel InfiniteFocus) sont exportées dans un tableur (Excel) et formatées pour être importées en tant que points dans la CAO CATIA (Fig. 6-25-b). La qualification du profil (écarts CAO / points mesurés de la figure Fig. 6-25-c) permet de valider les entités théoriques A et B comme composantes du profil (droite inclinée à 2,5° sur 216 µm et arc de cercle de rayon 2700 µm). Pour l'entité C, des écarts apparaissent (voir détails sur la Fig. 6-25-d).



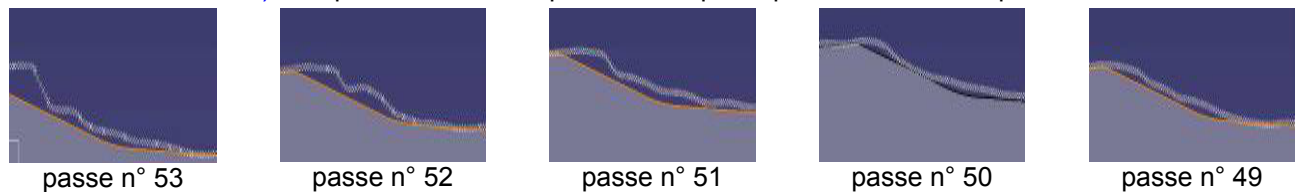
a) Esquisse du profil sous CAO Catia



b) Points importés depuis le profil mesuré et profil théorique extrudé sous CAO



c) Comparaison entre esquisse théorique et points mesurés du profil



d) Détail des écarts pour l'entité C pour les passes n°49 à 53

Fig. 6-25 Modélisation du profil usiné et comparaison avec les mesures

L'entité C est moins bien identifiée par la modélisation retenue, sa corrélation au profil théorique est moins bonne (Fig. 6-25-d). Ce coté du profil reçoit la bavure lors de l'attaque de la dent à la passe suivante. Le profil étant en partie libre, une déformation peut se produire lors de l'usinage de la passe suivante.

L'angle caractérisant l'entité A pourrait être associé :

- soit à un défaut d'orientation de la broche (dépinçage). La cinématique de la machine 5 axes (BYZX/C) utilisée ne permet pas cette rotation. Cet angle de dépinçage existe inévitablement bien qu'en théorie, il soit spécifié à zéro et établit lors de la fabrication de la machine (condition d'aptitude non réglable). La valeur de 2,5° semble improbable pour cette machine qui a été vérifiée en début d'étude mais il n'a jamais été contrôlé pendant ou après les essais,

- soit à une déviation de l'outil. Cette déviation serait alors variable suivant les conditions de coupe. Cette déviation sous charge est mentionnée dans la littérature. Une analyse d'autres profils de surfaces à paramètres géométriques identiques (fraise D3Z1, $A_e = 0.5 \text{ mm}$) et sous efforts différents (fortes et faibles valeurs de $F_{res_{moy}}$) apporterait des indices supplémentaires pour étayer cette hypothèse. Ces analyses n'ont pas été conduites.

L'entité **B** (arc de cercle de rayon 2.8 mm) est peut-être un arc d'ellipse lié à la flexion de l'axe de la fraise sous la charge de l'effort de coupe, comme supposé pour l'entité A. La géométrie rayonnée du bec de l'outil peut contribuer en partie à cette géométrie si l'axe de la fraise n'est plus orthogonal au plan usiné comme illustré sur la Fig. 6-26.

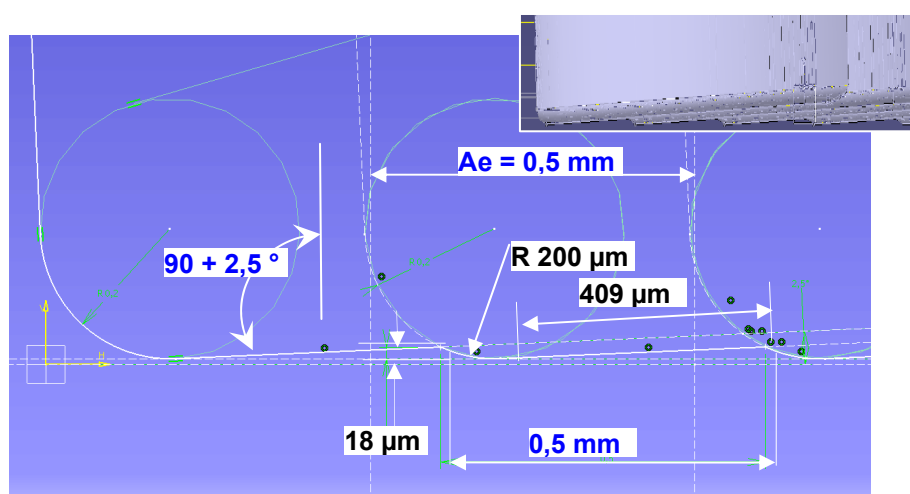


Fig. 6-26 Profil théorique pour une inclinaison de 2.5° autour de la direction d'avance pour une fraise D3Z1R à bec rayonné de 0.2 mm

Instabilité de l'état de surface : présence des « dalles » et vibrations

L'état de surface et la bavure générée sur le bord d'attaque de l'éprouvette sont identiques sur l'ensemble des passes. Pour l'ensemble des passes constituant la surface usinée, l'effort de coupe $F_{res_{moy}}$ fluctue à l'intérieur d'une plage de 3%, l'usure le long du listel n'évoluant pas.

La dégradation en bout de l'outil (Fig. 6-16) évolue significativement sur les 30 passes entre l'image T46 et l'image T76, puis se stabilise sur les 16 dernières passes. L'état de surface ne permet pas d'identifier la rupture du bec sur la passe n° 48.

Les détails de la Fig. 6-27-a sont récurrents sur l'ensemble des surfaces usinées. L'acquisition sous fort grossissement avec une résolution verticale de 20 nm permet d'observer en 3D (Fig. 6-27-d) les détails de la surface et d'en extraire un profil pour la caractériser (Fig. 6-27-e).

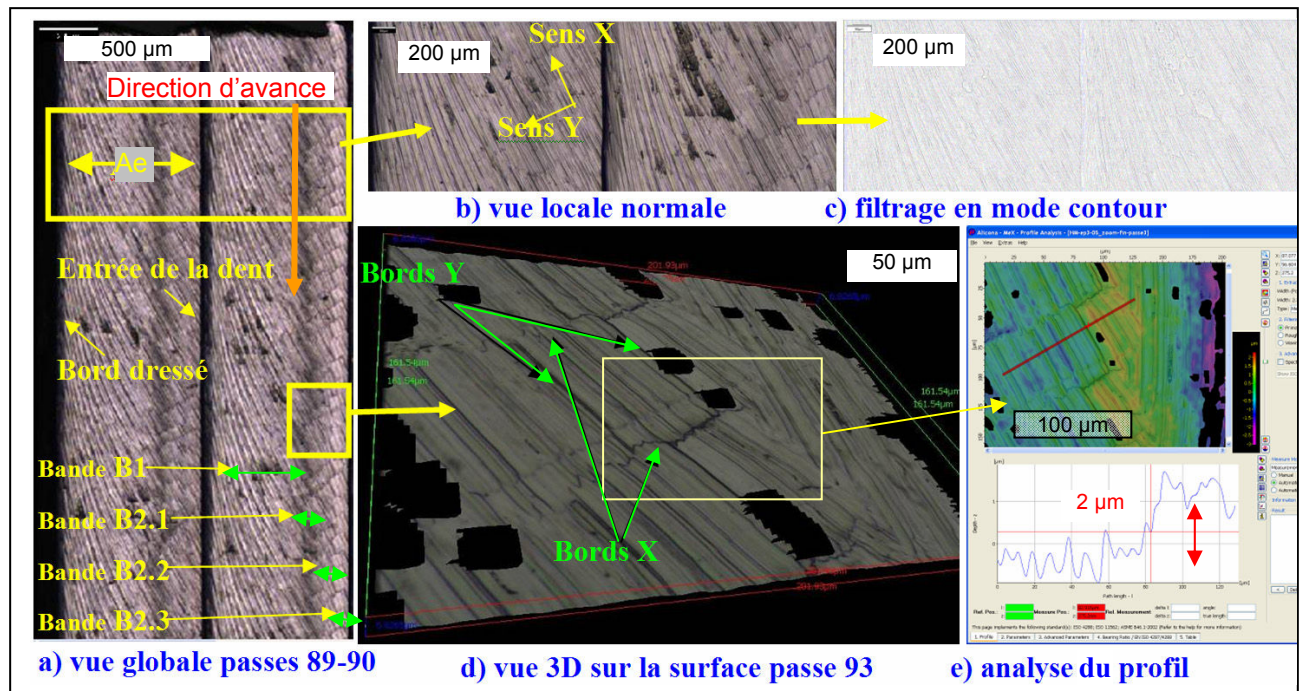


Fig. 6-27 Détails de la surface usinée: a) « bandes » et d), e) « dalles »

(essai E, fraise D3Z1R#2, passes 89, 90 et 93)

Le choix particulier d'analyser les passes (89 - 93) permet la comparaison avec les résultats de l'essai G présentés par la suite. Pour toutes les passes, la largeur $A_e = 500 \mu\text{m}$ se décompose en deux zones distinctes :

- bande B1 : de largeur $300 \mu\text{m}$ à partir du bord dressé (ici à gauche Fig. 6-27-a)
- bande B2 : de largeur $200 \mu\text{m}$ à partir du point d'entrée de la dent.

Cette bande B2 se décompose elle-même en sous bandes nommées B2.x. Les bandes B2.1 à B2.3 se situent sur l'entité A (entre la croix rouge et la croix verte de la figure Fig. 6-23-a, délimitant la partie du profil la plus plane avec un fort défaut d'orientation 2.5°).

La trajectoire trochoïdale de la dent est facilement identifiable dans la bande B1. Pour la bande B2, il faut traiter l'image en mode « contours fins » (Fig. 6-27-c). Ce traitement d'image atténue les faibles écarts d'altitude (dalles) et met en évidence la distance crête-creux plus importante correspondant à la trajectoire trochoïdale de chaque dent.

Les dalles sont composées de bords X diffus et de bords Y nets identifiés sur la Fig. 6-27-d. Vis-à-vis à la trajectoire trochoïdale locale, les bords Y lui sont parallèles et les bords X lui sont perpendiculaires. La hauteur mesurée des bords Y est de $2 \mu\text{m}$ (Fig. 6-27-e) et moins de $0,5 \mu\text{m}$ pour les bords X. La faible hauteur des bords X et leur nature diffuse montrent une déformation plastique (« tartinage ») d'une dalle à l'autre.

Ces dalles sont de largeur Y identique (écart entre chaque passage de dent) et de longueur X variable. Une certaine périodicité apparaît et donne un effet géométrique régulier.

Les longueurs X des « dalles » augmentent par (3) palier dans la bande B2 à partir d'un point d'engagement de la dent. Cela permet de définir les trois sous-bandes B2.1, B2.2 et B2.3 (Fig. 6-27-a). Dans la bande B1, il n'y a plus de dalle. Le long de la direction d'avance, dans chaque sous-bande, la répétition de ces dalles de longueur identique définit un motif.

Le motif du dallage est constant pour l'ensemble des passes de 46 à 92 (Fig. 6-16) et n'est pas influencé par la (légère) dégradation en bout de l'outil mesurée à la passe 72 (Fig. 6-17).

Ces dalles peuvent résulter de la vibration du bec outil en usinage. Les dalles sont de longueur proportionnelle à la fréquence de vibration. Ces vibrations sont de hautes fréquences quand la dent pénètre dans la matière (bande B2) puis s'amortissent lorsque la dent arrive vers le bord dressé (bande B1). Quatre phases vibratoires peuvent être proposées pour expliquer les quatre bandes B1 et B2.xx. Cette identification est détaillée ci-après.

La dent parcourt la trajectoire à une vitesse de $V_c = 25$ m/min. A partir de la longueur observée de la « dalle » L, l'inverse du temps T_q de parcours de la longueur de la dalle (6-1) détermine la fréquence F_q (6-2) des motifs pour chaque sous-bande B2.xx :

$$T_q = (60 \cdot 10^3 \cdot L) / (V_c \cdot 10^6) = L / 417 \text{ avec } T \text{ en ms, } L \text{ en } \mu\text{m, } V_c \text{ en m/min} \quad (6-1)$$

$$F_q = 1 / T_q \text{ soit } F_q = 417 / L \text{ avec } F_q \text{ en kHz} \quad (6-2)$$

En approximant la trajectoire réelle de la dent à un arc de cercle, la longueur curviligne L parcourue est de 1261 μm pour un temps de parcours de 3.04 ms sur la Fig. 6-28.

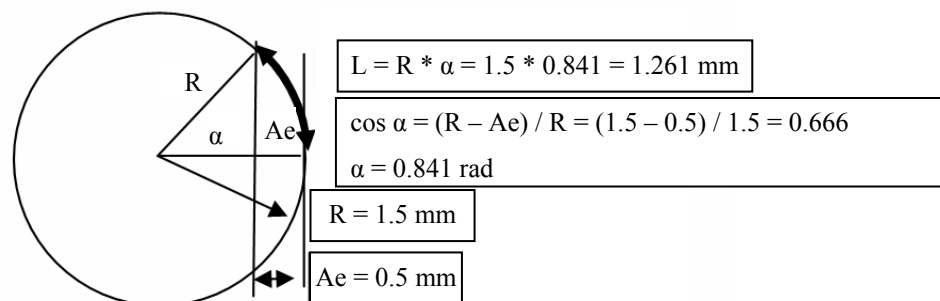


Fig. 6-28 Calcul de la longueur usinée par chaque dent avec Ae = 0.5 mm et une fraise D3

La trajectoire de la dent traverse chacune des 4 bandes. La longueur curviligne totale se décompose alors en 4 portions de longueur variable. Après avoir tracé la trajectoire de la dent et délimité chacune des 4 bandes, la portion de longueur curviligne de chaque bande est mesurée sur la Fig. 6-29-a. Pour chaque portion de longueur L parcourue à V_c , le temps de parcours $T_q = L / V_c$ est calculé. Ce temps est cumulé depuis l'entrée de la dent T_{qc} . La fréquence F_{qc} est l'inverse de T_{qc} . Pour chaque bande, sa portion de longueur est exprimée en % de la longueur curviligne totale. Les données de ces calculs sont contenues dans la Fig. 6-29-c. Ils permettent de proposer la fréquence F_q de vibration du bec outil. La valeur de F_q varie de 6 kHz à 331 Hz. La Fig. 6-29-b reporte cette variation de F_q pour un point arbitrairement choisi au milieu de chaque bande.

Les amplitudes des vibrations modifient l'état de surface mais ne sont pas identifiables par les accéléromètres placés sur le fourreau de broche.

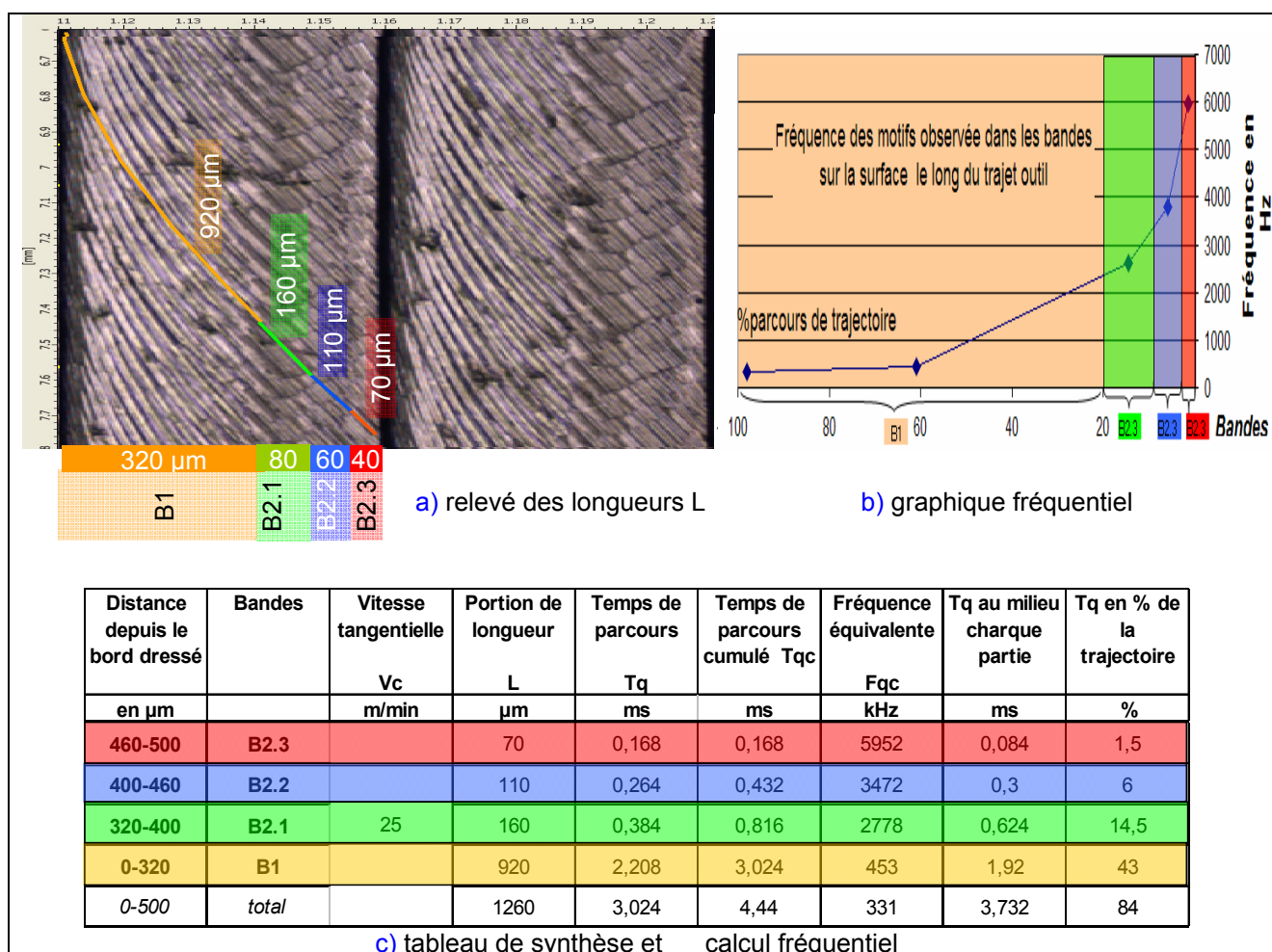


Fig. 6-29 Identification des fréquences des dalles observées dans chaque sous-bande de la surface usinée (essai E, HM#3-10z-3, passes 89 et 90)
(D3Z1R#2, $V_c = 25$ m/min, $F_z = 67 \mu m / tr / dt$, $A_p = 1$ mm, $A_e = 0.5$ mm,)

L'explication de la présence des bandes peut venir de l'attaque en avalant qui génère un choc à l'entrée de la dent dans la matière. Ce choc induit une vibration de l'outil et son bec oscille formant des dalles de longueur proportionnelle à la fréquence de vibration. La vibration de l'outil s'amortie avec le contact de la dent et du matériau coupé. Un talonnage de la dent pourrait être bénéfique.

Le bec outil usé ou cassé induit une coupe négative qui peut provoquer un labourage à l'origine de du tartinage.

Ces variations d'engagement axial sur le bout d'outil peuvent être à l'origine de l'endommagement en bout et la rupture du bec des outils droits. Les sections coupées axialement ne seraient pas constantes. La phénoménologie de la coupe en bout pourrait osciller entre du cisaillement et du labourage. Le « tartinage » est observé sur les bords X des dalles des bandes B2.xx. Ces observations sont situées sur le bord d'engagement de la dent. La coupe est stable dans la bande B1. La trajectoire de la dent est nettement visible, le mode de coupe doit être du cisaillement.

L'état de surface obtenu lors de l'essai G avec une fréquence de rotation de l'outil 6 fois supérieure ($V_c = 150$ m/min au lieu de $V_c = 25$ m/min) est représenté à la Fig. 6-30.

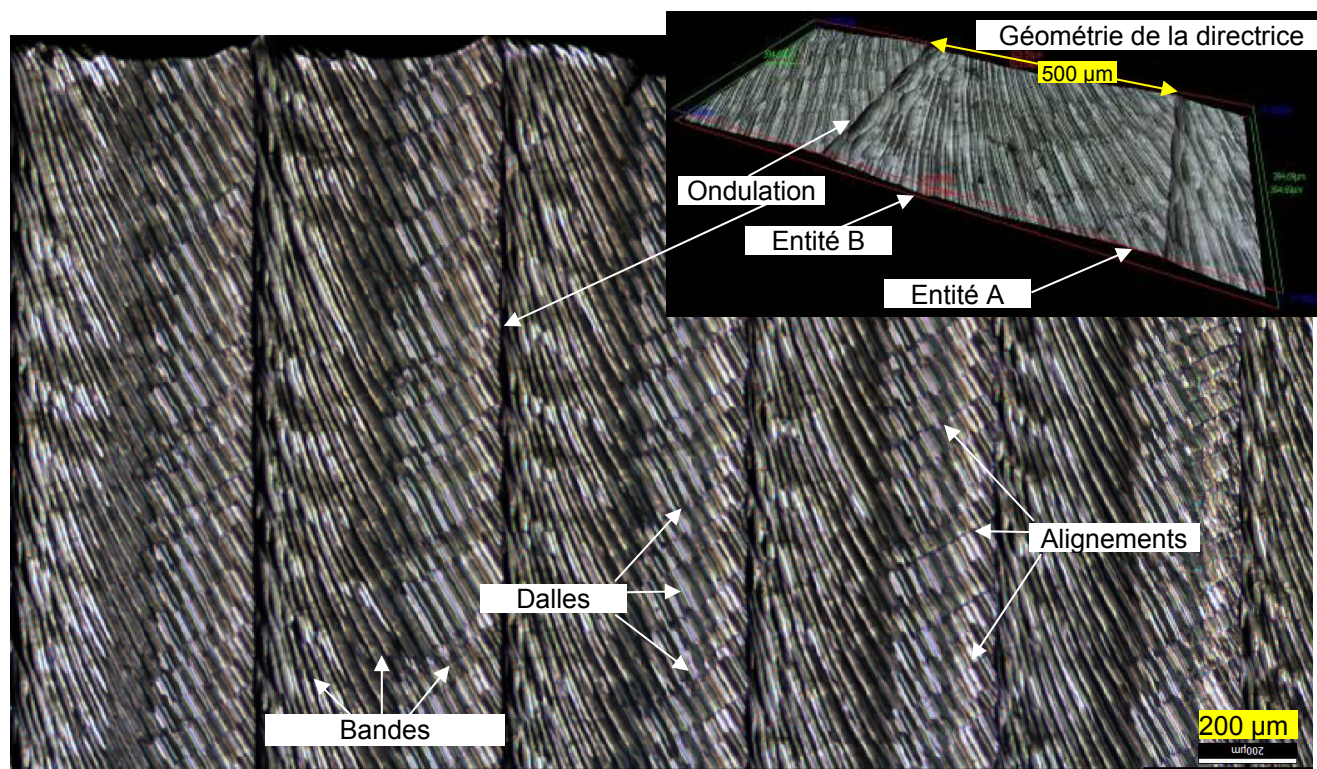


Fig. 6-30 Surface de l'éprouvette ESR usinée à 150 m/min lors de l'essai G
(D3Z1R#4, $V_c = 150$ m/min, $F_z = 67 \mu\text{m} / \text{tr} / \text{dt}$, $A_p = 1$ mm, $A_e = 0.5$ mm,)

L'analyse macro géométrique de la surface usinée à 150 m/min dans la nuance ESR est comparable à celle usinée à 25 m/min dans la nuance HM :

- la surface se modélise par une génératrice rectiligne dans le sens de l'avance et une directrice composée des deux entités A et B (C étant confondu avec B) de hauteur crête-creux de 12 μm ,
- la présence de 3 bandes : coté entrée de dent (avec des dalles), au centre (transition), coté bord dressé (avec un « tartinage » prononcé recouvrant quasiment toute la surface et s'accroissant sur le long du bord dressé),
- la présence de dalles, de bords quasi alignés, de longueurs variables, mais formant un motif identifiable.

L'analyse du profil perpendiculairement à la direction d'avance est faite sur la Fig. 6-31. Les caractéristiques de l'entité A sont les mêmes que pour la nuance HM usinée à 25 m/min, inclinaison à 2.5°, hauteur crête creux de 12 μm . L'entité C a disparu. La flexion de la fraise peut expliquer cette disparition. L'usure outil est aussi à prendre en considération.

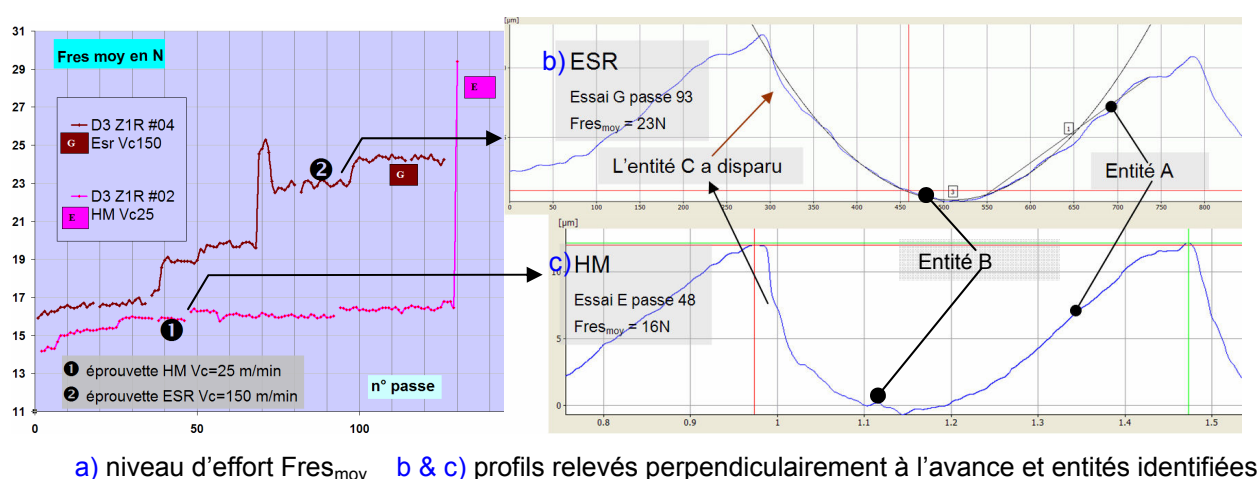


Fig. 6-31 Comparaison détaillée des profils de l'éprouvette pour les essais

b) Essai G, ESR, $V_c = 150$ m/min) et c) Essai E, HM, $V_c = 25$ m/min

Pour l'essai G (passe 93), l'outil est endommagé par écaillage le long du listel. Pour l'essai E (passe 49), l'outil a subi une légère usure homogène et une altération de son acuité en bout d'outil. La surface étant générée par fraisage en bout, l'usure de l'arête frontale semble importante. Cela pourrait expliquer la disparition de l'entité C.

Pour la caractérisation de ce type d'endommagement, F_{res_moy} n'offre pas une sensibilité suffisante, l'image optique de la fraise vue en bout ou l'analyse de FZ sont à utiliser (Fig. 6-32).

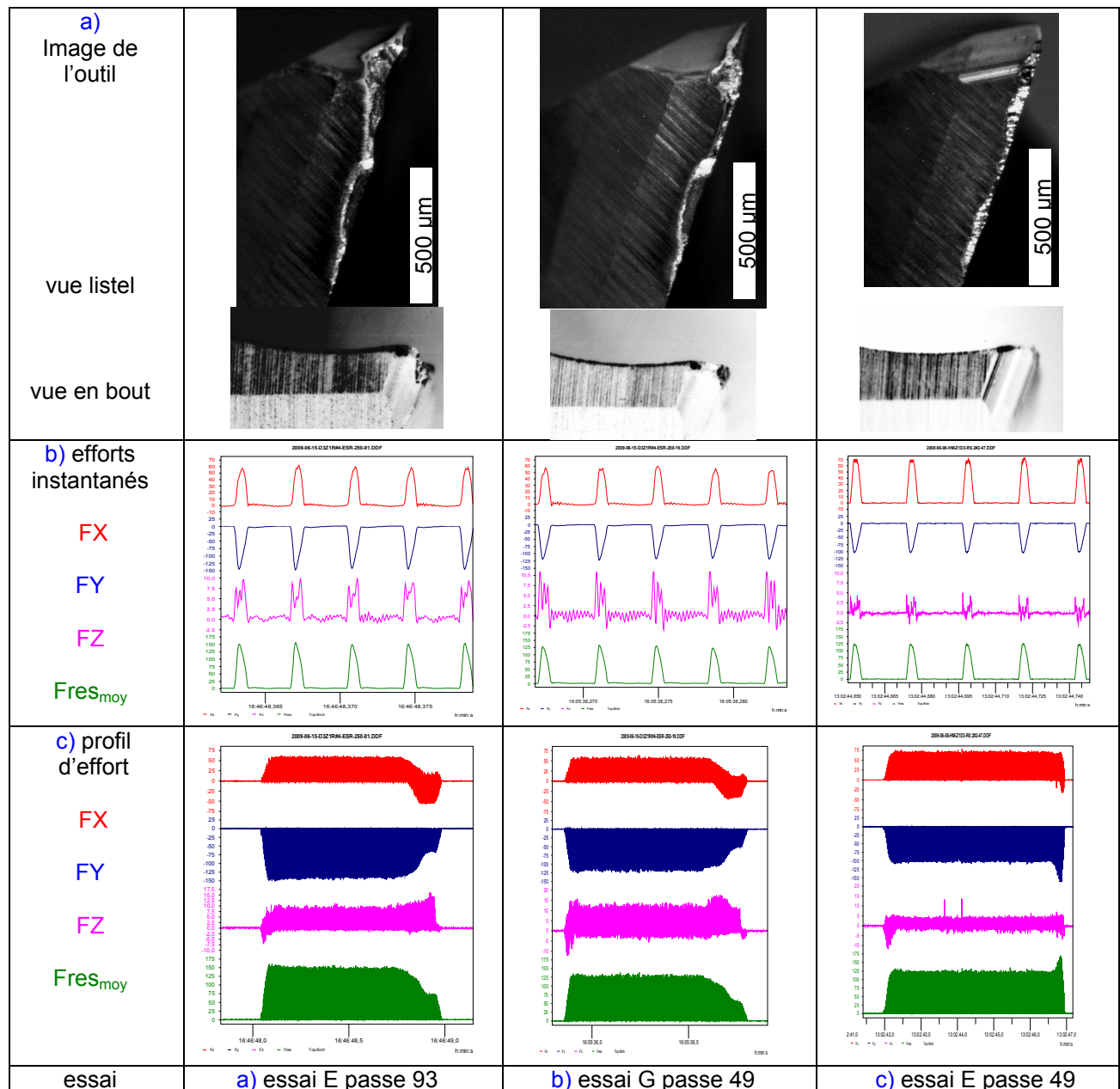


Fig. 6-32 Comparaisons détaillées de la géométrie outil et des efforts pour les nuances :

a), b) HM (Essai E, $V_c = 25$ m/min) et c) ESR (Essai G, $V_c = 150$ m/min)

L'analyse micro-géométrique permet de distinguer des dalles et des tartinares.

Les dalles très marquées montrent la grande instabilité de la dent le long de la trajectoire trochoïdale. Un régime pseudo stable semble être la cause des alignements des bords de dalles. L'effet grande fréquence de rotation (15 915 tr/min) doit être une source d'excitation de phénomènes vibratoires multi modes. Une analyse dynamique complémentaire du comportement du système outil / broche est nécessaire. L'utilisation d'une caméra optique ultra rapide à 3000 images/seconde donne 10 images /tour. Les déviations de l'outil, l'évacuation des copeaux (présence, vitesse, direction) peuvent

être visualisées. Une analyse complémentaire par analyse modale de la broche (sonnage) et une modélisation numérique de l'outil avec identification de sa FRF et de la charge supportée (efforts de coupe, effets liés à la fréquence de rotation) permettraient de compléter l'appréhension de ces constats expérimentaux.

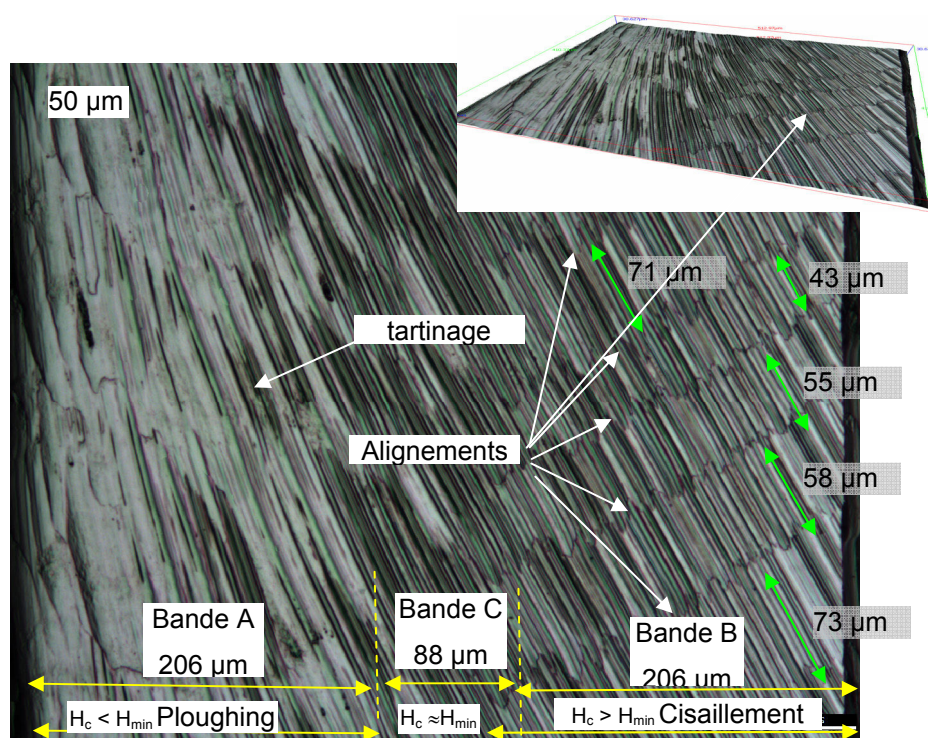
H_c évolue le long de la trajectoire de la dent et devient inférieure à H_{min} . Dans la bande A (Fig. 6-33) le tartinage est prononcé et recouvre la quasi-totalité de la surface le long du bord dressé. Le mode de coupe évolue le long de la trajectoire de la dent (cisaillement / labourage). Les dépôts sont fortement déformés, le passage de dent n'est plus visible.

L'usure en bout de l'outil (essai G) est prononcée. La valeur de son acuité d'arête R_β (si la notion de rayon existe encore dans ce cas) a augmenté. Le ratio H_{min}/R_β suit cette évolution. La transition entre le mode ploughing / cisaillement a lieu plus tôt le long de la trajectoire de la dent depuis l'entrée de la dent coupante. La largeur de la bande A est caractéristique.

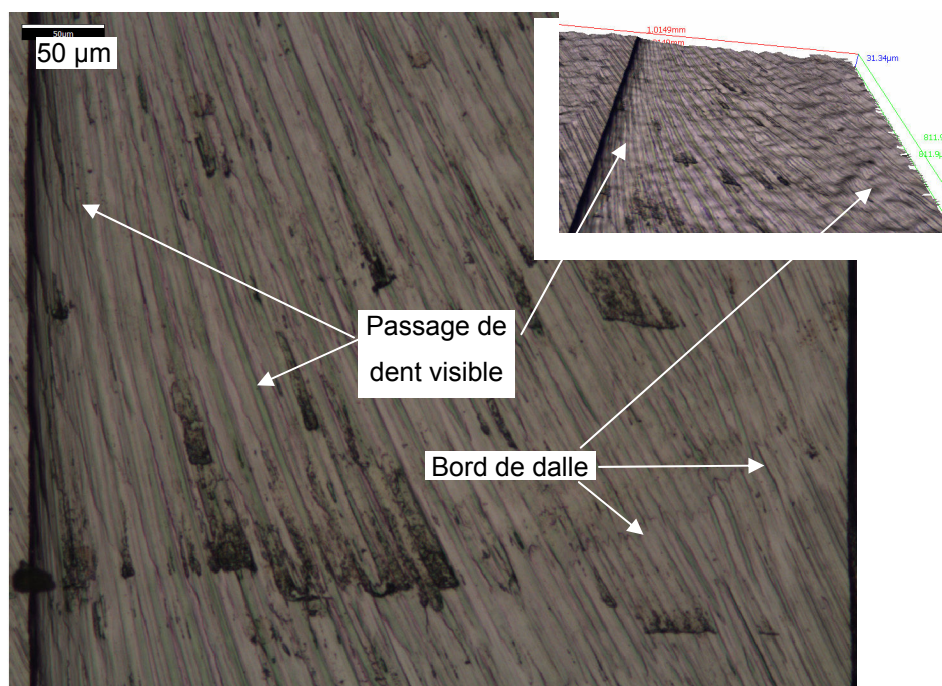
L'instabilité des amoncellements formant l'arête rapportée peut-être à l'origine des dépôts visibles sur la surface usinée. Le passage de dent (suivant) étale (déformation plastique) ces dépôts.

L'arête rapportée est décrite dans la littérature comme un phénomène (instable) induit par la faible vitesse de coupe et favorisée par un angle de coupe négatif. Le phénomène de base est l'adhésion du matériau coupé à l'interface de l'outil. L'affinité des matériaux en contact est à prendre en considération. La dégradation de la géométrie de coupe facilite les adhésions et par la suite l'arête rapportée. La vitesse de coupe est élevée ($V_c = 150$ m/min), d'après la littérature, il n'y a pas d'existence d'arête rapportée. La régularité du tartinage dans la bande A est peu compatible avec cette notion « aléatoire » de l'instabilité de l'arête rapportée. La géométrie d'outil observée optiquement, ainsi que par analyse EDX montre des adhésions à $V_c = 25$ m/min et $V_c = 150$ m/min.

En micro coupe, les adhésions du matériau coupé aux interfaces de l'outil peuvent être stables et systématiques. Cela pourrait être une forme d'arête rapportée. Le mode ploughing en est la cause et les effets sont visibles sur l'état de surface et sur l'outil.



a) passe 93 sur l'éprouvette ESR (Essai G ; $V_c = 150$ m/min)



b) à la passe 85 sur l'éprouvette HM (Essai E ; $V_c = 25$ m/min)

Fig. 6-33 Micro géométrie des surfaces usinées, comparaison entre une surface :

a) non tartinée (Essai G ; $V_c = 150$ m/min) et b) tartinée (Essai E ; $V_c = 25$ m/min)

La séparation entre chaque passe sur la Fig. 6-30 semble être ondulée (pas de 100 μm). L'acquisition en 3D permet de comprendre la nature de ces ondulations (Fig. 6-34). Les lignes d'intersection (de crête) se forment entre des petites cavités (1 μm de profondeur) usinées le long du bord dressé dans l'entité géométrique C (disparue). C'est une bande de largeur 80 μm . La dent de l'outil pioche dans la surface qui remonte. Ces observations ne sont valables que pour l'outil tournant à 16 000 tr/min environ et le long du bord dressé qui a une hauteur de 1 000 μm . Ces cavités apparaissent pour $H_c \ll H_{\min}$ (tartinage synonyme de mode ploughing).

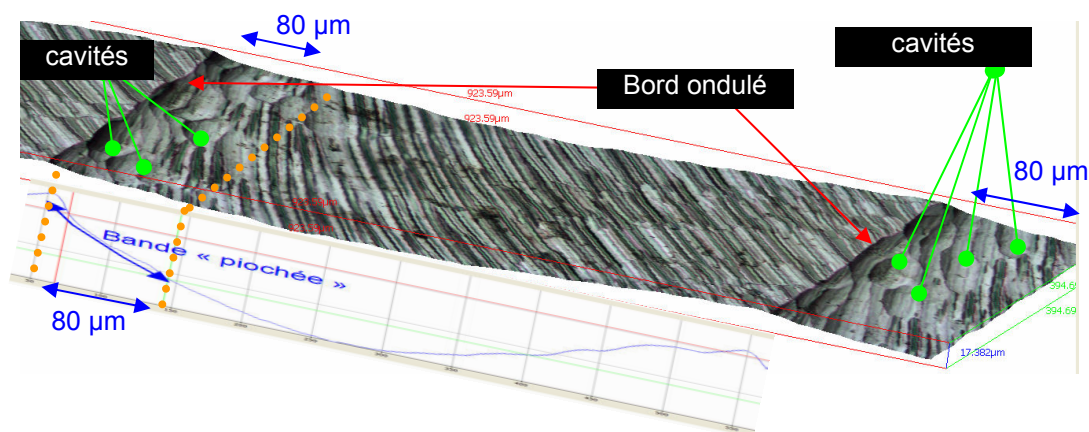


Fig. 6-34 Micro géométrie : ondulation sur le bord dressé

L'analyse des surfaces usinées montre une sensibilité faible à l'endommagement outil et une plus forte aux phénomènes dynamiques et modes de coupe.

La macro-géométrie des surfaces est à associer avec la géométrie de l'outil, qui évolue avec l'endommagement et des déviations outils. La micro-géométrie des surfaces est une riche source d'informations pour la coupe micro tant sur l'évolution du mode de formation du copeau de cisaillement à ploughing que sur le comportement dynamique (vibratoire) de l'outil.

6.3.4. Conclusions

Fraise mono dent

Avec une fraise mono dent les effets majeurs liés au mal rond sont supprimés.

D'un point de vue industriel, le temps de mise en œuvre est réduit. L'équilibrage de l'outil en broche n'est plus nécessaire.

D'un point de vue scientifique, les processus d'endommagement de la fraise avec une proposition de classification en trois catégories, sont dissociés et interviennent séquentiellement. Le suivi de cet endommagement par mesure accélérométrique est validé. Cela peut permettre d'avancer vers la compréhension scientifique de la casse intempestive des micro-fraises.

Rugosité de la face de coupe

La rugosité de la surface de coupe de l'outil favorise les adhésions du copeau. La formation d'une arête rapportée intervient sur la tenue en service et modifie la géométrie du micro-outil. L'analyse des surfaces de l'outil aux interfaces révèle une prépondérance d'adhésion le long des crêtes des stries de meulage. Ces adhésions constatées dépendent de l'orientation de ces stries et de leur rugosité. Le paragraphe suivant développe ce point.

Bec rayonné

Pour la variante rayonnée, contrairement à la variante droite, aucune rupture du bec n'a été constatée, l'endommagement se faisant par micro écaillages et usure progressive en dépouille. Le renforcement (ici par un rayon) du bec des micro-fraises est une préconisation à l'amélioration de la tenue en service.

Le choix de la forme du renforcement du bec (chanfrein, rayon,...) ainsi que son dimensionnement seront étudiés dans le paragraphe suivant.

Etats de surface

Avec la fraise mono dent, l'analyse des états de surface permet de remonter plus facilement à la trajectoire réelle de la dent et au comportement de l'outil en usinage.

Le processus d'endommagement par écaillage est reporté dans la littérature comme une conséquence de phénomènes vibratoires. L'analyse réalisée des états de surface et de l'endommagement des outils semble confirmer cette influence en micro-fraisage.

Perspectives et propositions

Ecaillage de l'arête de coupe

Tous les outils subissent le même type de dégradation par écaillage. Une solution connue est le renforcement d'arête.

A l'échelle macro, l'arête est renforcée en augmentant localement l'angle de taillant, soit par une opération complémentaire (tribofinition, brossage), soit par une modification locale de sa géométrie (chanfrein). Cela augmente le rayon d'acuité d'arête R_β .

A l'échelle micro, ces préparations d'arête sont difficiles à mettre en œuvre. L'augmentation du rayon d'acuité d'arête R_β modifie le ratio h/R_β dans le sens moins favorable à la coupe micro. Quelque soit l'angle de taillant, la coupe micro se fait majoritairement avec un angle de coupe négatif du fait du faible ratio h/R_β . Alors, autant en profiter pour renforcer l'arête et augmenter l'angle de taillant jusqu'à l'angle de coupe négatif imposé par le rayon R_β (Fig. 6-35). La surface de maintien des grains de carbure qui forme l'arête de coupe sera plus importante. Leur déchaussage lors du taillage et lors de la coupe sera moindre. L'acuité d'arête sera améliorée, de fait la valeur R_β peut être diminuée.

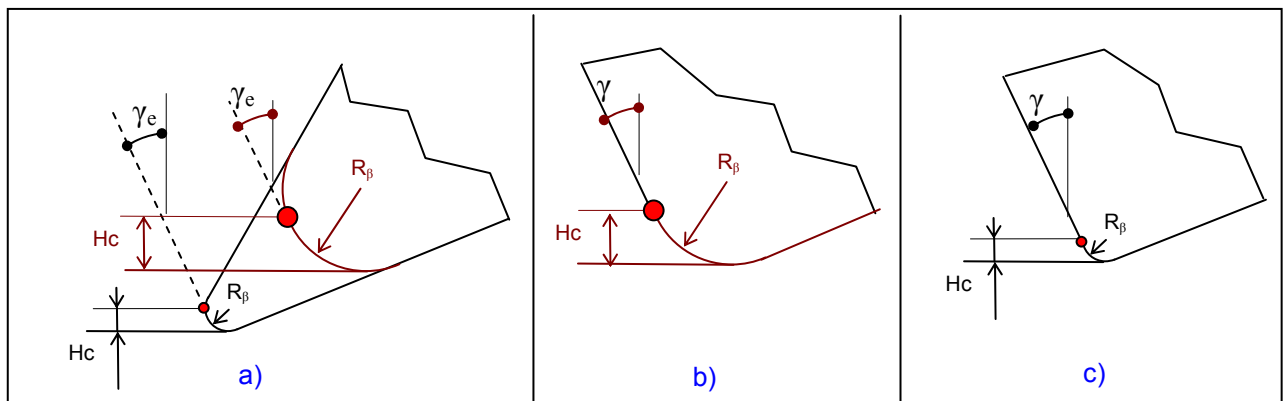


Fig. 6-35 Renforcement d'arête pour la coupe micro en augmentant l'angle de taillant tout en gardant le même angle de coupe effectif et un rayon d'arête R_β faible :

- a) renforcement de l'arête par $\nearrow R_\beta$,**
- b) à angle de coupe équivalent ($\gamma = \gamma_e$) et modification de l'angle de taillant β ,**
- c) \searrow de H_c en coupe micro ($\searrow R_\beta$) avec arête renforcée avec un angle de taillant $\nearrow \beta$**

Couplées aux constats sur la phénoménologie de la coupe micro, de nouvelles géométries d'outils de micro-fraisage peuvent être envisagées.

6.4. Géométrie de coupe

En remettant en cause le principe d'homothétie pratiquée actuellement sur le design des fraises macro pour obtenir le design des micro-fraises, l'objectif de ce paragraphe est de définir et tester certains paramètres définissant la géométrie de coupe des micro-outils afin d'améliorer leur tenue en service tout en diminuant leur coût de production.

La géométrie de coupe est définie par la surface de coupe et la surface de dépouille le long de l'arête. L'analyse réalisée dans ce paragraphe aborde :

- la nature des surfaces (plan) et l'angle d'hélice,
- leurs rugosités et l'adhérence copeau,
- l'angle de coupe et le renforcement d'arête.

La formation d'une arête rapportée participe au processus de dégradation de l'outil lors de la rupture des adhésions entraînant des particules de l'outil. Afin de réduire ces adhésions, des pistes d'amélioration peuvent être proposées :

- orienter les stries dans le sens d'écoulement du copeau,
- diminuer la hauteur de ces stries.

Après avoir choisi des faces de coupe planes, les essais sont conduits sur un pointeur prototype de forme pyramidale à 4 faces. Ensuite le renforcement de l'arête de coupe et l'installation d'angle de coupe négatif débouchent sur la conception de micro-fraises prototypes.

6.4.1. Angle d'hélice, stratégie de taillage, gouge

L'arête de coupe est l'intersection de la surface de coupe avec la surface de dépouille. Donc elle résulte indirectement du taillage de deux surfaces. La qualité de cette arête dépend de la stratégie de génération de ces surfaces et de la gamme de taillage. Cette stratégie de taillage influence :

- les paramètres qualitatif et quantitatif de l'arête de coupe (« rayon » d'acuité R_9) :
 - micro géométrie le long de l'arête (intersection de stries),
 - sens d'engagement de la meule (entrée ou sortie sur l'arête),
 - déchaussage localisé des grains de carbure de tungstène,
- la rugosité des surfaces de coupe et de dépouille :
 - angle de balayage / plan ortho axial de la fraise,
 - hauteur des stries (fonction de la taille des grains de meule).

Ces paramètres sont contraints par le design de la micro-fraise, particulièrement par la gouge hélicoïdale qui impose la stratégie de génération des surfaces. La surface de coupe et la surface de dépouille d'une micro-fraise sont générées simultanément par la meule en une seule opération lors du

taillage de la gouge. La géométrie complexe et la faible résistance du micro-outil ne permettent pas de reprises.

® Rappels sur la gamme de fabrication d'une micro-fraise D0.5Z2 : Le diamètre extérieur de la micro-fraise est réalisé en premier par rectification cylindrique extérieure. Puis une meule boisseau fine et profilée suit une cinématique de type hélicoïdale pour tailler la gouge.

Le choix de la valeur de l'angle d'hélice est techniquement et économiquement discuté au § 6.1. Une géométrie micro-outil sans hélice est retenue. La stratégie de taillage est simplifiée par une surface de coupe plane.

Pour avoir un angle de coupe positif, il faut tailler une gouge. Pour évacuer le copeau, il faut un volume de gouge. L'âme de l'outil est alors réduite. La gouge est taillée dans la matière entre l'extrémité libre de l'outil et son collet. La meule travaille en coupe fermée. Lors des trajectoires de taillage, il y a interférence entre cette sortie de gouge et le collet de l'outil.

L'absence de gouge augmente la rigidité de l'outil et permet un travail en coupe ouverte de la meule. L'angle de coupe est alors négatif. Le nombre de dent dépend du nombre de face de l'outil.

6.4.2. Face de coupe plane

Face de coupe et gouge :

La Fig. 6-36 présente les fraises droites sans angle d'hélice et faces de coupe planes commercialisées par le fabricant d'outils L.BELET S.A (fiches du catalogue disponible en [Annexe A6-1]). De 1 à 3 dents, elles sont adaptées à la coupe des cuivreux, or et argent (angle de coupe nul). L'interférence de taillage avec le collet outil augmente en diminuant le nombre de dent.

Pour diminuer le copeau adhérent, les faces de coupe et de dépouille planes sont proposées en finition poli-glace, réalisable uniquement sur des plans (problématique de reprise). Une fraise D3Z1 Réf 111-1 est caractérisée en Fig. 6-37.

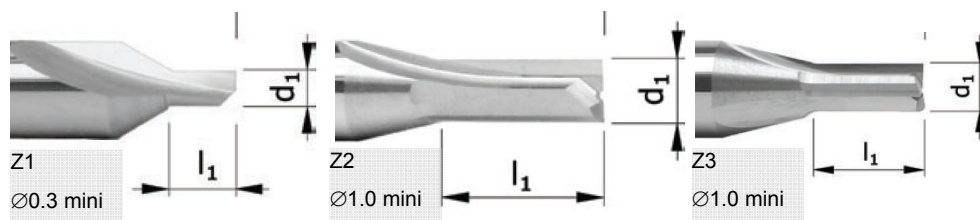


Fig. 6-36 Fraises taille droite sans angle d'hélice commercialisées pour l'usinage du laiton en horlogerie : a) 1 dent, b) 2 dents, c) 3 dents (source : L.BELET SA)

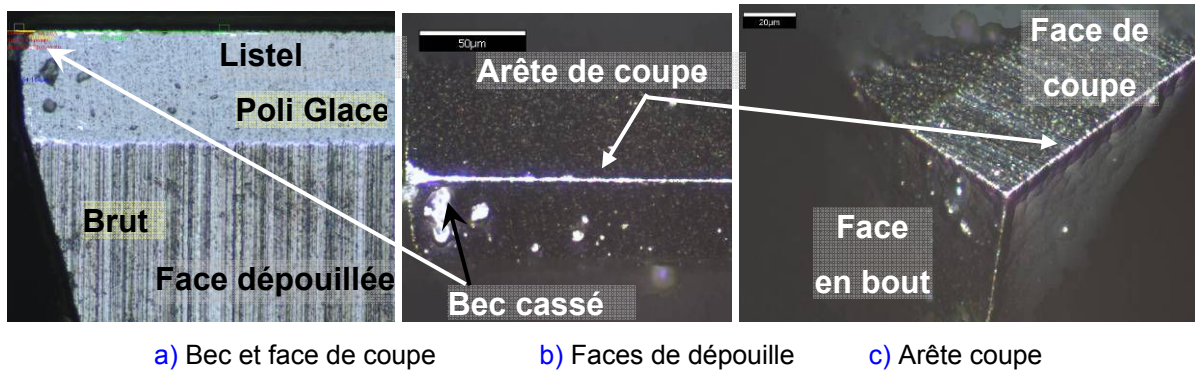


Fig. 6-37 Caractérisation de la fraise neuve taille droite sans angle d'hélice Réf 111-1 en D3

La finition poli-glacée de la face de dépouille (Fig. 6-37 a)) est remarquable, alors que celle de la face de coupe (Fig. 6-37 c)) est moins bonne, des stries sont encore visibles. La finition poli-glacée étant plus délicate pour une surface limitée par un épaulement (ici c'est le cas pour la surface de coupe).

La micro-géométrie de l'arête de coupe (Fig. 6-37 b) et c)) résulte de l'intersection de ces deux surfaces poli-glacée et semble homogène, contrairement à l'arête d'intersection entre la face de dépouille, brute de taille, et le listel poli-glacée (Fig. 6-37 a)).

Sur cet outil neuf précautionneusement manipulé, le bec est déjà rompu sur environ 10 µm avant sa première mise en service. La tenue en service du bec dépend de l'historique des actions mécaniques imposées lors du taillage, et des précautions de manipulation, de stockage et de transport.

Face plane « externe »

Le choix de faces d'outil planes sans gouge facilite la fabrication des outils et permet d'influer sur les paramètres de la géométrie de coupe. La cinématique de taillage simplifiée en coupe ouverte permet de choisir librement :

- le nombre de reprise en taillage : outil résistant et surface simple (plan),
- les opérations de taillage et l'optimisation des paramètres opératoires :
 - ébauches progressives,
 - finition distincte,
- les meules de taillage : taille de grain et spécifications géométriques (dimension, forme),
- la répartition de l'usure des meules : travail d'enveloppe au lieu d'un travail de forme,
- la direction de balayage libre (sens d'entrée sortie sur l'arête),
- l'orientation des stries de meulage (crénelage de l'arête de coupe),
- la rugosité de la face de coupe : poli-glacée (interface copeau / outil).

6.4.3. Angle de coupe

L'absence de gouge implique un angle de coupe nul, négatif voire très négatif. La bibliographie montre que l'usinage est possible avec un angle de coupe négatif et la phénoménologie de la coupe devient proche de celle observée en micro-fraisage.

Le choix d'un angle de coupe négatif permet de renforcer l'arête de coupe.

®à l'échelle micro une tête de boulon doit usiner !

6.4.4. Rugosité de la face de coupe et de dépouille

L'influence des stries (hauteur et orientation) laissées lors du taillage de la face de coupe est étudiée sur un outil pyramidal. Constitué exclusivement de faces planes « externes », cet outil est industriellement économique à fabriquer. Le choix de la base définit le nombre d'arêtes outil et les angles de coupe. En utilisant une base non équilatérale le nombre d'arêtes en travail est réduit. L'acuité de la pointe est fine et robuste. Les angles de taillant sont importants. Cet outil peut être utilisé comme outil à graver ou comme outil à pointer/chanfreiner de petits trous. Cet outil sera dénommé « pointeur » par la suite.

6.4.4.1. Caractérisation du Pointeur pyramidal à 4 faces planes

La Fig. 6-38 présente la géométrie du pointeur prototype utilisé. Il est taillé dans un barreau de D3 mm et de substrat identique à celui utilisé pour les autres fraises de l'étude. La forme pyramidale est à 4 faces sur une base rectangulaire, d'angles au sommet 90° et 45° . Les angles de taillant sont de 105.7° . Les états de surface des faces de coupe de l'outil sont obtenus avec deux niveaux de finition, en utilisant des meules de tailles de grains différentes. Le sens de balayage du taillage est défini arbitrairement perpendiculaire à l'arête.

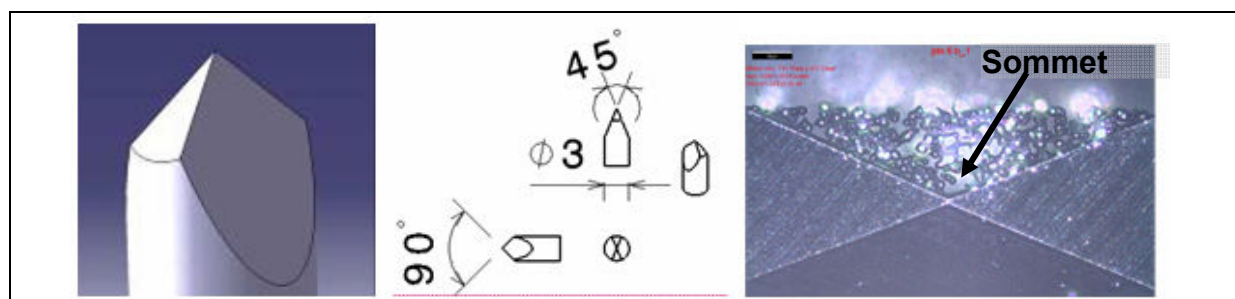


Fig. 6-38 Géométrie du pointeur pyramidal à 4 faces :

a) Géométrie 3D du pointeur, b) Cotation, c) Vue en bout du pointeur usiné

La caractérisation de cet outil est présentée en Fig. 6-39. Deux niveaux de finition de la face de coupe sont comparés :

- ébauche/finition classique Fig. 6-39-a) et b),
- « poli-glace », Fig. 6-39-c) et d).

La direction d'évaluation de la rugosité est choisie vis-à-vis des stries de taillage et dans le plan orthoaxial (direction supposée d'écoulement des copeaux).

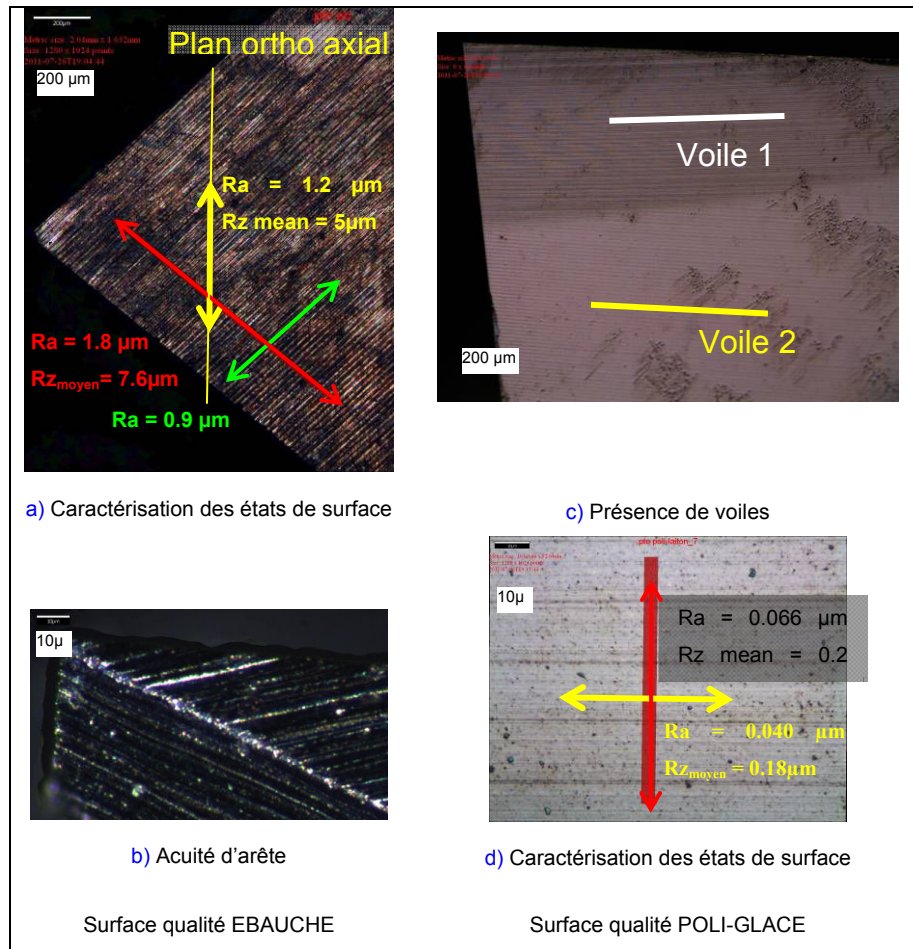


Fig. 6-39 Caractérisation des surfaces du pointeur

Sur la Fig. 6-39-a) la surface ébauche possède des stries marquées avec une importante distance crête-creux ($Rz_{moyen} = 7.6 \mu m$). L'arête de coupe comporte des micro-irrégularités (Fig. 6-39-b)). Ces irrégularités sont dues à la profondeur et l'orientation des stries de chaque face définissant l'arête. Ces irrégularités sont à l'origine des cercles concentriques visibles sur la surface usinée (Fig. 6-40).

La surface finie « poli-glace » (Fig. 6-39-d)) n'identifie pas de direction privilégiée ($Rz_{moyen} < 0.2 \mu m$) et sa rugosité mesurée ($Ra = 0.04 \mu m$) correspond à un poli optique. C'est la granulométrie du substrat qui influence la qualité de la surface de finition. Deux zones de micro stries

d'orientation différente sont identifiables (Fig. 6-39-c). D'après les expertises du fabricant c'est un phénomène lié au voile de la meule de finition.

6.4.4.2. Expérimentation et résultats

Le protocole d'expérimentation est le pointage en pleine matière dans un laiton jusqu'à un diamètre de 3 mm, sans lubrifiant. La vitesse de rotation choisie est de 2000 tr/min et l'avance de 0.05 mm/tr. Le sens de rotation n'est pas imposé (ici le choix est le sens trigonométrique M3).

Comme l'outil est conique, la vitesse de coupe varie de façon linéaire et continue tout au long de l'arête de coupe : au sommet de l'outil $V_c = 0$ m/min, au diamètre de 3 mm $V_c = 19$ m/min. La sensibilité de formation d'une arête rapportée à la vitesse de coupe est donc facilement identifiable en une seule manipulation.

Le choix du laiton comme matériau coupé facilite l'observation en microscopie optique. Le contraste est important entre la couleur dorée du laiton et le gris de la surface de l'outil. La surface en creux observée est très lumineuse sans éblouir la prise d'image (éclairage confocale sur le microscope à focalisation variable Alicona).

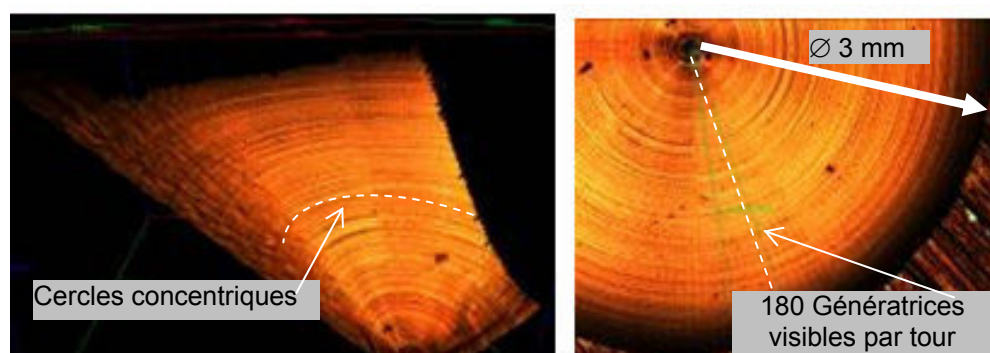


Fig. 6-40 Surface usinée par le pointeur dans un laiton (2000 tr/min, 0.05 mm/tr)

Le pointeur génère la surface conique par travail de forme. Toute l'arête de coupe est en contact avec la surface finie. La variation de vitesse de coupe est importante. L'observation de la surface conique usinée (Fig. 6-40) révèle des génératrices marquées tous les 2° . Ces marques sont présentes sur la totalité de la surface conique. Cette observation révèle un phénomène vibratoire de fréquence 6 000 Hz (180 pt/ tr et 2000 tr/min) connu lors du travail de forme.

Des cercles concentriques espacés de façon irrégulière tapissent l'ensemble de la surface. Les défauts de la géométrie de l'arête de coupe sont directement reproduits sur cette surface usinée. A chaque irrégularité de l'arête de coupe correspond un cercle.

La Fig. 6-41 a) montre une adhésion du copeau sur une bande régulière de largeur 25 μm tout au long de l'arête. La hauteur de ces adhésions est de 3 à 6 μm (Fig. 6-41 c)). A la pointe, la largeur de cette bande s'étend sur 100 μm avec une hauteur de 0.5 μm .

Le copeau adhérent est de forme amassée avec des courbes arrondies (abrasion). Ceci est conforme à la description faite dans la littérature. La répartition de la hauteur (de 3 à 6 μm) ne semble pas sensible dans la plage de variation de la vitesse de coupe. La vitesse de coupe évolue de 0 à 2 m/min lorsque le diamètre considéré de la pointe passe de 0 à 0.3 mm. A la pointe de l'outil, le laiton adhérent à l'outil s'effile jusqu'à 100 μm de l'arête avec une faible hauteur (0.5 μm). Une seule arête sur les 4 est affectée (explication à voir au § 6.3). A la pointe, la vitesse de coupe est faible voire nulle (mode ploughing) et l'évacuation du copeau est peut être difficile.

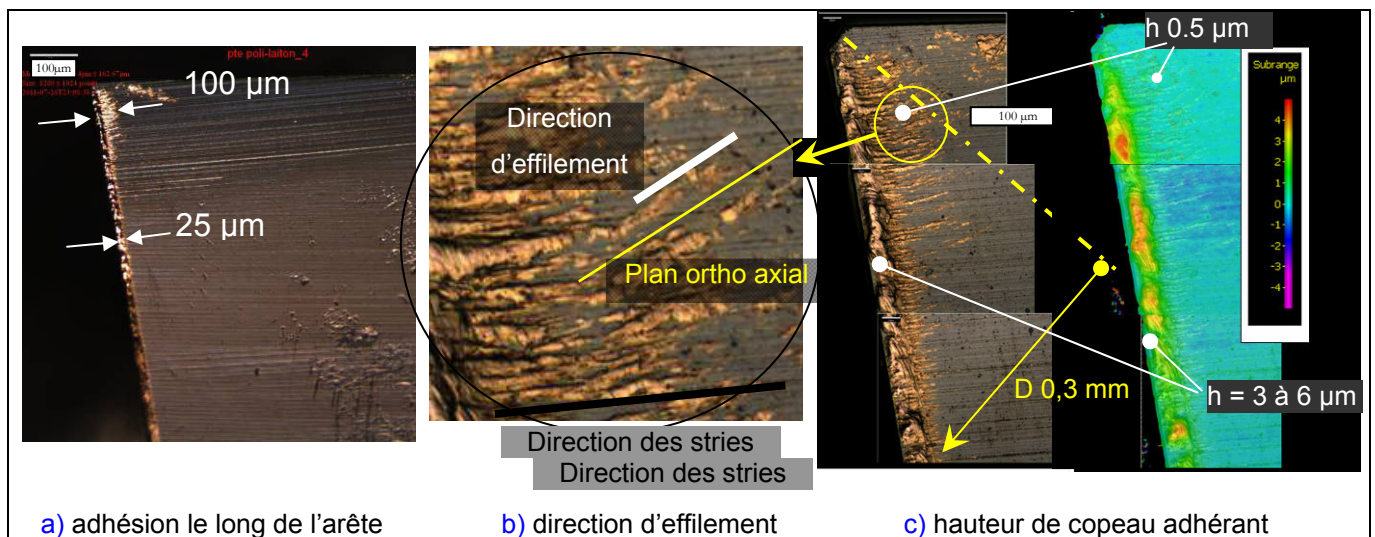


Fig. 6-41 Analyse de l'arête rapportée sur le pointeur

En s'éloignant de l'arête de coupe, les adhérences s'effilent (Fig. 6-41 b). D'abord dans la direction des stries (guidage) puis dans une direction perpendiculaire à l'axe de rotation (plan ortho axial). Cette variation de direction, traduit une tendance naturelle d'écoulement du copeau qui est contrariée par la direction des stries. Les adhésions sur ces stries doivent engendrer des contraintes mécaniques élevées pouvant entraîner des arrachements de la surface de l'outil.

6.4.4.3. Conclusions sur l'effet de la rugosité

L'orientation et les hauteurs des stries laissées par le taillage de la face de coupe sont des paramètres influents tant sur l'adhésion du copeau que sur la micro géométrie de l'arête de coupe. Une finition de surface de type poli-glacé réduit significativement la hauteur des stries.

Les micro-stries présentes, sont des sites privilégiés pour l'adhésion des copeaux. Leur orientation peut contrarier l'écoulement du copeau. La réalisation de la surface de coupe peut tenir compte de ces remarques :

- sans surcoût, en orientant les stries (sens de balayage) pour limiter les adhésions. La finition est obtenue directement lors du taillage et les stries sont profondes,
- avec une opération supplémentaire de reprise en finition poli-glace. Les adhésions sont limitées.

6.4.5. Angle de dépouille

Cette étude ne traite pas de ce paramètre. Cependant plusieurs réflexions éclairent le choix arbitraire.

En micro-fraisage la vitesse d'avance à la dent est faible. L'analyse du talonnage de la face en dépouille sur la trochoïde montre une interférence limitée (fonction de la valeur de A_e). La valeur de l'angle de dépouille peut être faible.

Le retour élastique après la micro coupe sur la face en dépouille est à considérer (voir § 1). L'angle de dépouille doit libérer cette interface outil / surface usinée mais aussi permettre une éventuelle stabilisation vibratoire en créant volontairement le talonnage.

6.4.6. Surface de coupe en bout

Les géométries alternatives proposées dans la bibliographie ne présentent pas d'analyse sur la coupe en bout en micro-fraisage. Une spécificité du micro-fraisage est le très faible engagement axial A_p . La coupe en bout devient alors prépondérante vis-à-vis de la coupe latérale (voir § 4, essai de coupe en A_p). Le signal d'effort axial FZ peut être significatif. Une expertise pourra être conduite dans de futures études.

Les préconisations élaborées pour l'arête de coupe latérale en micro coupe doivent s'appliquer pour l'arête en bout : à savoir un angle de coupe nul voire négatif et un angle de taillant renforcé.

A la question posée « Est-ce que le design des micro-fraises doit être une homothétie du design des fraises macro ? » la réponse est non. Ces nouvelles géométries d'outils vont être étudiées dans les paragraphes suivants.

6.4.7. Fraises prototypes

La réflexion menée dans cette étude sur des géométries de coupe adaptées à l'échelle micro permet de mettre en avant les contraintes suivantes :

- diamètre de queue D3 mm sur 38 mm,
- nuance Sandvik H10F non revêtue,

- diamètre outil D0.5 mm, longueur de coupe 0.5 mm,
- arête de coupe renforcée avec possibilité d'angle de coupe négatif,
- surfaces de coupe et de dépouille planes ou cylindriques de révolution permettant une orientation des stries et une finition poli-glace (angle d'hélice nul),
- stratégie de taillage simple et économique.

Pour le micro-fraisage, la recherche de solutions performantes amène à définir plusieurs fraises « prototypes » droites de géométrie simple.

Pour des raisons de confidentialité, cette partie n'est pas diffusée dans son intégralité.

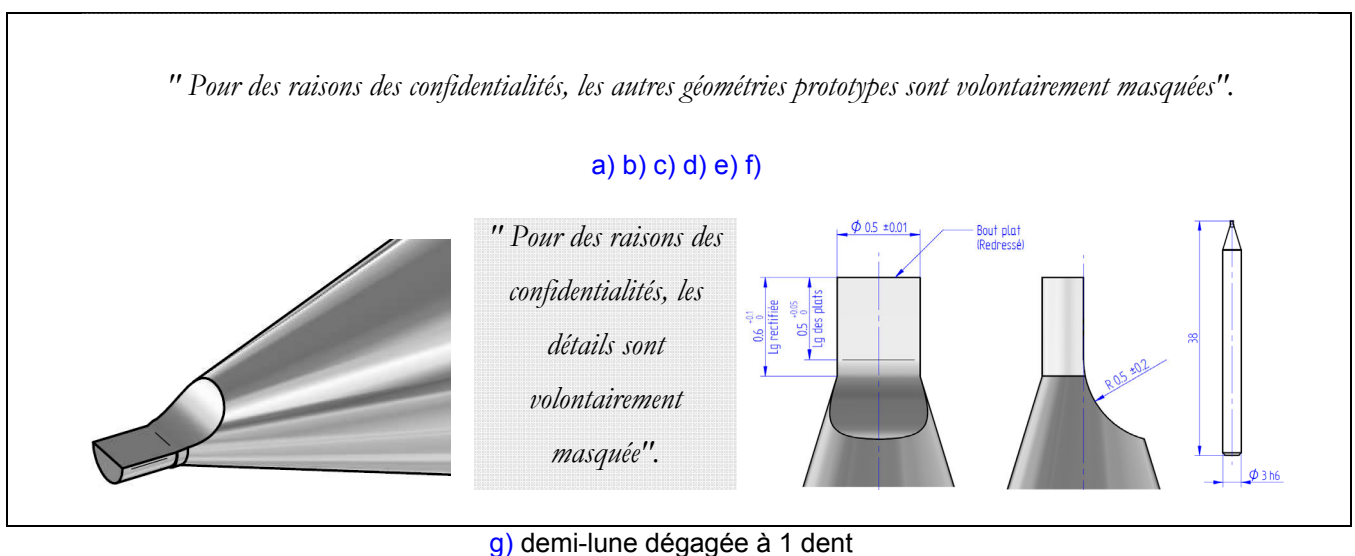


Fig. 6-42 Fraises prototypes développées en collaboration avec L.BELET SA

La fraise « demi-lune » est à géométrie de coupe mono dent. C'est un outil facile à affûter. Les surfaces de coupe sont planes et peuvent être livrées à l'état poli-glace. C'est une géométrie intéressante car elle se rapproche de la géométrie possible avec un substrat en diamant. La fraise prototype « demi-lune » est réalisée en cinq exemplaires, avec une variante à chanfrein sur l'arête en bout. Les outils sont usinés suivant le même process que les fraises D0.5Z2. Le substrat et les dimensions générales sont identiques aux fraises D0.5Z2. Les essais réalisés avec cette fraise prototype « demi-lune » sont détaillés dans la suite du chapitre.

6.5. Etude de micro-fraise prototype « demi-lune » D0.5

6.5.1. Caractérisations géométriques des micro-fraises

Un lot de fraises demi-lune est usiné conformément aux plans de définitions Fig. 6-42-g. Sur deux fraises demi-lune, le bec est renforcé par un plat de $15\text{ }\mu\text{m}$ à 45° (chanfrein). Un bec rayonné est possible mais plus difficile à réaliser. La caractérisation des outils est présentée sur la Fig. 6-43. La face en bout est plane et contenue dans le plan ortho axial de l'outil. L'arête en bout est ici que caractérisée et optimisée.

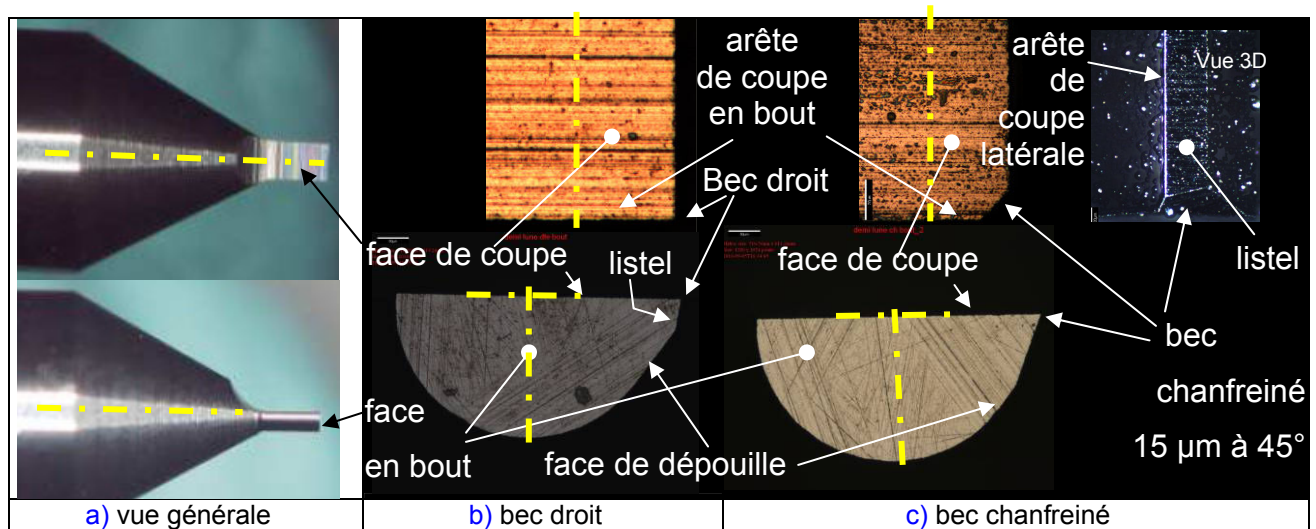


Fig. 6-43 Géométrie des fraises demi-lune neuves

La face de coupe (arête latérale) et le listel sont taillés de façon à orienter les stries perpendiculairement à l'axe de l'outil (sens d'écoulement du copeau). La qualité des surfaces de l'outil est de type « poli-glace ». Dans la direction perpendiculaire aux stries (cas le plus défavorable), la rugosité mesurée sur l'outil est:

- pour le listel : $R_a = 0.13\text{ }\mu\text{m}$ et $R_{z_{\text{moyen}}} = 0.5\text{ }\mu\text{m}$
- pour la face de coupe : $R_a = 0.09\text{ }\mu\text{m}$ et $R_{z_{\text{moyen}}} = 0.3\text{ }\mu\text{m}$

L'acuité d'arête R_β est influencée par la stratégie d'affûtage de la face de coupe et du listel. L'arête de coupe latérale est générée :

- soit par une trajectoire continue de la meule : en partant depuis le listel jusqu'à la face de coupe, l'arête est contournée,
- soit par l'intersection de deux trajectoires de la meule : l'une générant la face de coupe, et l'autre le listel.

Dans le premier cas, c'est un contournement d'arête de type L : \hookrightarrow . Chaque strie laissée par le grain de meule se prolonge sur les 2 faces. La micro géométrie de l'arête est crénelée par ces stries. La trajectoire est dépendante de la gestion de l'asservissement sur un point de rebroussement d'une trajectoire continue. Une mesure de l'acuité d'arête obtenue par cette méthode donne un $R_\beta = 27.0 \mu\text{m}$ (voir au en fin de chapitre sur Fig. 6-60).

Dans le second cas, c'est un contournement d'arête de type α : \curvearrowright . La position axiale de la meule (position des stries) peut être différente. L'arête ne dépend pas de l'asservissement machine. C'est la ligne d'intersection entre deux plans. Les défauts micro-géométriques de l'arête de coupe (morfils, micro écaillage, beurrage) peuvent être corrigés par la finition poli-glace. Le contournement en affûtage des arêtes de coupe suivant une stratégie de type α est préconisé pour obtenir une acuité d'arête R_β réduite. Cette stratégie est adoptée pour la fraise demi-lune. La mesure de l'acuité d'arête sur la Fig. 6-44 donne $R_\beta = 2.45 \mu\text{m} \pm 0.30 \mu\text{m}$. Cette valeur est répétable pour toutes les fraises « demi-lune » à disposition La corrélation entre le profil de l'acuité et des cercles est de 0.92, ce qui indique que les défauts micro-géométries de l'arête de coupe sont minimales.

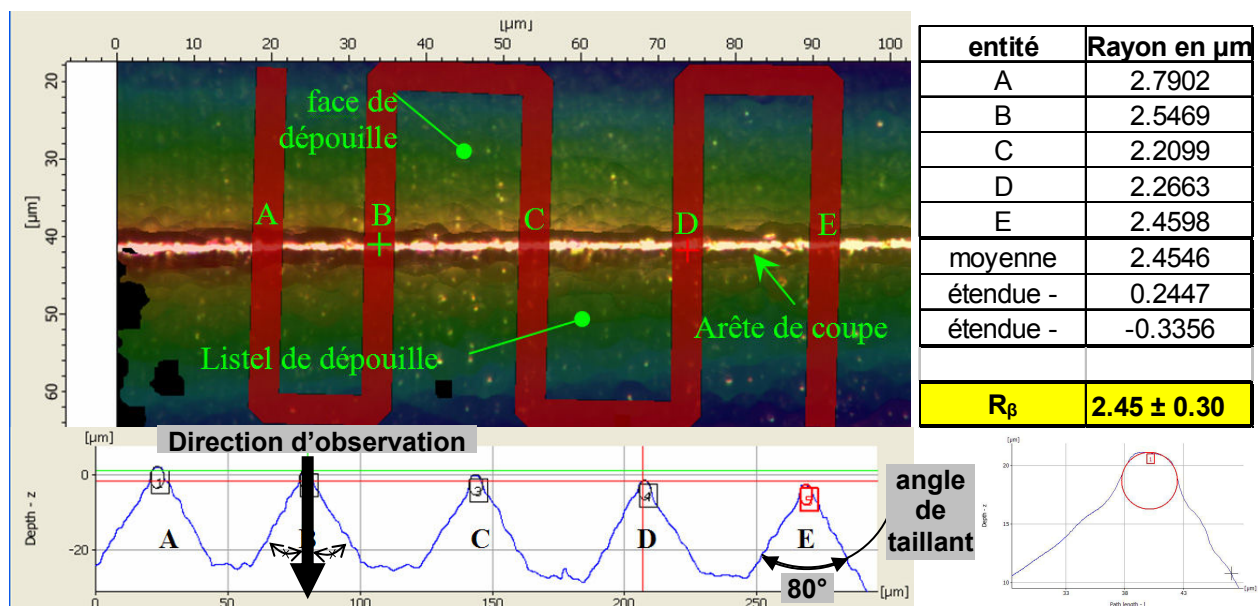


Fig. 6-44 Mesure de l'acuité d'arête sur la fraise demi-lune bec droit : $R_\beta = 2.45 \mu\text{m} \pm 0.30 \mu\text{m}$
(valeurs mesurées sous Alicona en 5 sections le long de son arête de coupe)

La direction d'observation est réglée suivant le plan médian de l'angle de taillant. L'absence d'hélice facilite la mesure en plusieurs points de l'arête. La rotation de l'outil en cours de mesure est ici inutile. L'incertitude de mesure est réduite.

La caractérisation de la micro géométrie de l'arête de coupe (dents de scie à l'intersection des stries, déchaussage des grains de carbure de tungstène) nécessite une analyse avec un MEB non réalisée sur cette fraise.

6.5.2. Caractérisation lors du fraisage du laiton et de l'acier 316L nuance HM

Dans une première campagne d'essais, l'outil prototype est testé dans le laiton (réputé à bonne usinabilité) afin de constituer une base de données. La deuxième campagne d'essais est pratiquée dans l'acier 316L nuance HM. Les deux outils à bec chanfreiné (supposé plus résistant) sont testés uniquement dans l'acier 316L HM. L'usinage est réalisé sous immersion d'huile entière (Blasocut 15).

Les caractéristiques de ces deux campagnes d'essais sont détaillées dans le [Tab.6-2](#). L'opération est un rainurage plein et un fraisage épaulé à $A_e = D/2$. La vitesse de coupe est choisie à deux niveaux (25 et 50 m/min) compatibles avec la broche disponible ($< 31\,258$ tr/min). L'avance à la dent (1 à 5 μm /tr) est choisie proche du rayon R_β mesuré (2.4 μm). L'engagement axial est de 50 μm ($D/10$) et de 100 μm pour tester la tenue sous une charge plus importante. Un rainurage profond (jusqu'à 500 μm) permet de tester le dégagement du copeau.

Facteur	Niveaux	Valeurs
Matériau	2	Laiton et acier 316L nuance HM
Vc	2	25 et 50 m/min
Fz	3	1, (2), 3, (4), 5 μm / tr
Ae	2	D/2 = 0.25 mm et D = 0.5 mm
Ap	3	50, 100 μm et de 100 μm à 500 μm
Lub	2	avec / sans

laiton 1/2 lune D#1							
Essai n°	Vc	Fz	Ap	Ae	Lub		
1	25	2	50	0.5	on		
2							
3 à 4		1				OFF	
5							
6 à 7							
8		3				on	
9		4					
10		5					
11 à 15							0.25
16							0.5
17 à 22	50	3	100	0.25			
23 à 27							
28 à 32							
33 à 37	25	5	100 à 500	0.5			
38 à 42							
43 à 47	50						
48 à 52		3					

inox HM 1/2 lune D#1					
Essai n°	Vc	Fz	Ap	Ae	Lub
1	25	3	50	0.5	on
2					on
3					on
4 à 8					on
9 à 13	50	5	100	0.25	on
14 à 18			à 500		
19 à 23			100		
24 à 28			50		

inox HM 1/2 lune CH#1							
	Vc	Fz	Ap	Ae	Lub		
1 à 9	25	3	100	0.5	on		
10 à 16	50					on	
17 à 21					5	0.25	on
22 à 26					1	0.5	on
27		3	0.25	on			

inox HM 1/2 lune CH#2					
	Vc	Fz	Ap	Ae	Lub
28	50	3	100	0.5	on

Tab. 6-2 Caractéristiques des campagnes d'essais avec la fraise demi-lune

La Fig. 6-45 présente une vue globale des usinages réalisés avec les fraises demi-lune qui seront détaillés dans la suite de l'analyse. L'image est en négatif afin de mieux distinguer les bords usinés. Les numéros des essais sont placés au droit des usinages réalisés.

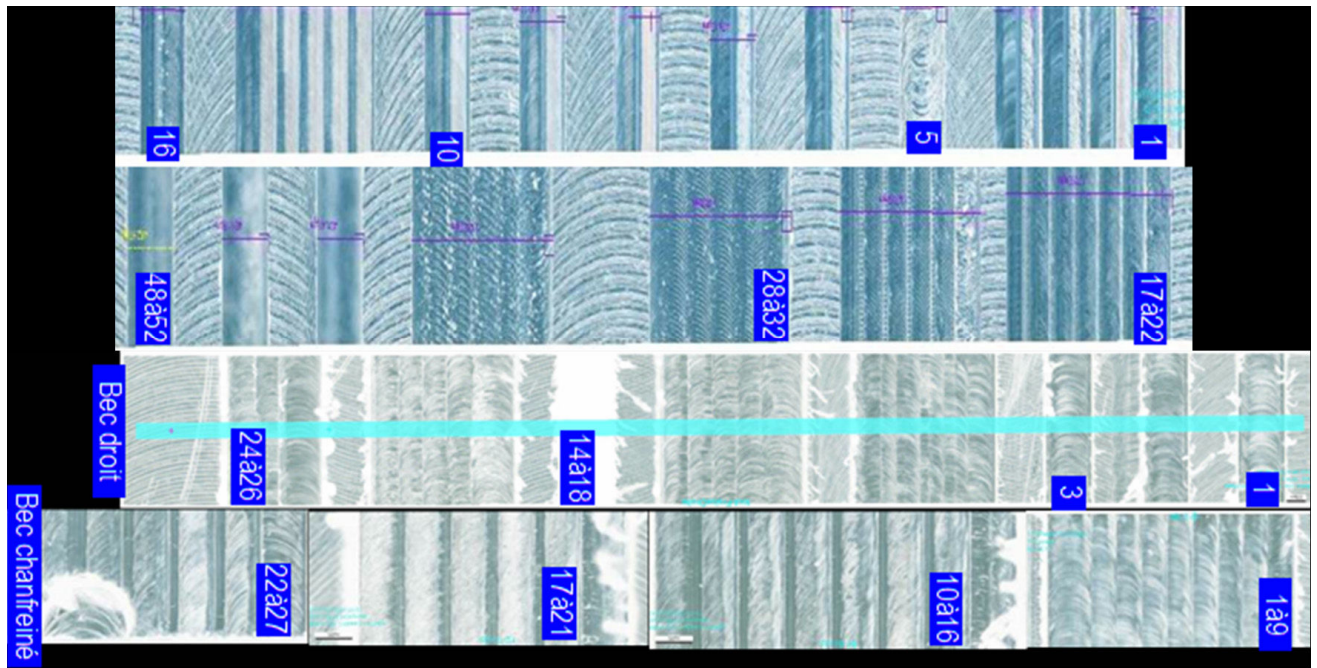


Fig. 6-45 Vue globale des usinages réalisés avec les fraises demi-lune

Les efforts mesurés en Newton dans le repère pièce sont détaillés dans le [Tab. 6-3](#). Pour chaque essai les valeurs des efforts minimum (-), maximum (+) et moyen (moy) sont données. Un système de référencement de l'essai (horodatage pour l'acquisition d'effort, position Y pour l'observation de l'éprouvette) est adopté. La valeur de $Ap_{réel}$ est mesurée après usinage. L'erreur de fidélité est de l'ordre de 2%. L'erreur de justesse entre $Ap_{réel}$ et $Ap_{théorique}$ est liée à la dilatation de la broche qui est non compensée entre les essais à 25 (15 610 tr/min) et 50 m/min (31 258 tr/min). Une hypothèse de proportionnalité est faite pour comparer les résultats de chaque passe. Cette hypothèse se justifie par la valeur non critique de Ap ($> Ap_{min}$ supposé). Les efforts mesurés ($F_{mesuré}$) sont normalisés ($F_{\#normalisé}$) suivant la formule (6-3) :

$$F_{\pm\#normalisé} = (F_{+mesuré} - F_{-mesuré}) * \frac{Ap_{théorique}}{Ap_{réel}} \quad \text{ou} \quad F_{\#normalisé} = F_{mesuré} * \frac{Ap_{théorique}}{Ap_{réel}} \quad (6-3)$$

Time start 2009-06-12	n° essais DemiLune D#1 LAITON	Vc m / min	Fz µm / tr	Ap _{théorique}	Ap _{réel}	Ae	LUB	Wc	Newton																					
									FX-	FX+	FX±#	FX _{mooy} #	FY-	FY+	FY±#	FY _{mooy}	FY _{mooy} #	FZ-	FZ+	FZ±#	FZ _{mooy} #	FR-	FR±#	FR _{mooy} #	FX _{mooy} #					
11:28:40	1	25	2	50		0.5	on																							
11:31:45	2	25	2	50		0.5	on																							
11:45:45	3	25	1	50		0.5	on																							
11:52:55	4	25	1	50		0.5	on																							
11:57:10	5	25	1	50		0.5	OFF																							
11:57:55	6	25	1	50		0.5	on																							
11:58:40	7	25	1	50		0.5	on																							
12:04:15	8	25	3	50		0.5	on																							
12:07:55	9	25	4	50		0.5	on																							
12:08:50	10	25	5	50		0.5	on																							
12:09:45	11 à 15	25	5	50		0.25	on	218	-0.23	1.47		0.41	-0.88	0.66		0		-1.14	17.29		3.92		0	1.55		0.52				
12:19:30	16	50	5	50		0.5	on																							
12:26:05	17 à 22	50	5	50		0.25	on	402	-0.37	2.56		0.47	-1.22	1.37		0.20		-5.78	46.77		7.62		0	2.61		0.96				
12:29:45	23 à 27	50	3	100		0.25	on	953	-1.37	3.78		0.14	-0.3	-0.74		-2.79		-2.61	43.00		9.19		0.6	6.11		2.73				
12:35:40	28 à 32	25	3	100		0.25	on	390	-1.12	2.40		0.49	-0.49	-0.63		-0.73		-1.78	8.55		1.70		0	5.39		1.12				
12:38:05	33 à 37	25	5	100		0.25	on																							
12:44:30	38 à 42	25	5	100 à 500		0.5	on	280	-5.73	3.32		-0.32	-0.32	-7.21	2.98	-1.54		-0.98	7.56		1.45		0	7.54		2.67				
13:05:35	43 à 47	50	5	100 à 500		0.5	on	440	-6.66	1.39		-2.66	-2.66	-7.04	0.32	-2.69		-1.28	52.78		17.3		0.86	8.35		4.20				
13:09:15	48 à 52	50	3	100 à 500		0.5	on																							
a)																														
Time start 2009-06-12	n° essais DemiLune D#1 HM	Vc m / min	Fz µm / tr	Ap _{théorique}	Ap _{réel}	Ae	LUB	Wc	Newton																					
									FX-	FX+	FX±#	FX _{mooy} #	FY-	FY+	FY±#	FY _{mooy}	FY _{mooy} #	FZ-	FZ+	FZ±#	FZ _{mooy} #	FR-	FR±#	FR _{mooy} #	FX _{mooy} #					
15:54:55	1	25	3	50		67	0.5	on	1039	-2.21	2.61	3.60	-0.20	-0.15	-8.36	-0.46	5.90	-3.90	-2.91	-1.79	19.01	15.52	5.62	4.19	0.57	8.39	5.84	3.99	2.98	
15:55:05	2	25	3	50		68	0.5	on	583	-3.42	2.24	4.16	-0.96	-0.71	-6.4	1.65	5.919	-1.53	-1.13	-0.17	17.54	13.02	5.1	3.75	0	6.57	4.83	2.27	1.67	
15:58:00	3	25	3	50		66	0.5	on	574	-3.12	2.75	4.45	-0.66	-0.50	-5.98	2.54	6.455	-1.35	-1.02	-0.47	22.74	17.58	7.49	5.67	0	6.24	4.73	2.17	1.64	
15:58:00	4	25	3	50		65	0.5	on	521	-2.79	2.78	4.28	-0.49	-0.38	-5.43	2.15	5.831	-0.91	-0.70	-0.37	19.51	15.29	5.84	4.49	0	5.53	4.25	1.94	1.49	
15:58:25	5 à 8	25	3	50		64	0.25	on	720	-1.87	4.07	4.64	0.51	0.40	-4.75	1.48	4.867	-0.63	-0.49	-0.57	15.04	12.20	3.39	2.65	0	5.35	4.18	1.32	1.03	
16:02:05	9	50	3	50		83	0.5	on	578	-4.31	7.68	7.22	-0.08	-0.05	-5.76	5.24	6.627	-0.49	-0.30	-2.04	52.78	33.02	4.75	2.86	0	5.67	3.42	2.75	1.66	
16:02:25	10 à 13	50	3	50		88	0.25	on	1218	-2.98	4.36	4.17	0.51	0.29	-6.42	2.89	5.29	-2.29	-1.30	-0.2	32.88	18.80	7.01	3.98	0	6.87	3.90	3.07	1.74	
16:04:50	14	50	3	100 à 500		393	0.5	on																						
16:05:55	14 à 18	50	3	100 à 500		393	0.5	on	148	-5.11	6.8	3.03	0.12	0.03	-6.01	8.12	3.60	-0.41	-0.10	-1.49	52.78	13.81	9.8	2.49	0	8.5	2.16	3.34	0.85	
16:10:15	19	50	5	100		92	0.5	on	471	-6.1	7.83	15.14	-0.17	-0.18	-7.32	7.12	15.70	-0.53	-0.58	-2.74	52.78	60.35	8.84	9.61	0	8.74	9.50	4.14	4.50	
16:10:35	20-23	50	5	100		94	0.25	on	720	-2.49	4.7	7.65	0.79	0.84	-7.31	3.23	11.21	-2.4	-2.55	-0.9	44.57	48.37	6.69	7.12	0	7.5	7.98	3.23	3.44	
16:12:50	24	50	1	100		95	0.5	on	1130	-4.77	2.83	8	-0.67	-0.71	-4.44	3.78	8.653	0.12	0.13	-2.06	14.72	17.66	2.86	3.01	0	5.22	5.49	2.05	2.16	
16:12:50	25-26	50	1	100		95	0.25	on	2017	-3.18	3.86	7.41	0.58	0.61	-4.76	3.45	8.642	-0.61	-0.64	-3.04	32.09	36.98	4.67	4.92	0	5.39	5.67	1.83	1.93	
b)																														
Time start 2009-06-12	n° essais DemiLune Ch#1 HM	Vc m / min	Fz µm / tr	Ap _{théorique}	Ap _{réel}	Ae	LUB	Wc	Newton																					
									FX-	FX+	FX±#	FX _{mooy} #	FY-	FY+	FY±#	FY _{mooy}	FY _{mooy} #	FZ-	FZ+	FZ±#	FZ _{mooy} #	FR-	FR±#	FR _{mooy} #	FX _{mooy} #					
16:47:30	1	25	3	50		60	0.5	on																						
16:47:30	2 à 9	25	3	50		63	0.25	on	925	-2.39	2.41	3.81	0.19	0.15	-0.04	4.33	3.468	1.4	1.11	-1.09	28	23.09	9.29	7.37	0	4.68	3.71	1.67	1.33	
16:52:00	10	50	3	50		82	0.5	on																						
16:52:00	11 à 16	50	3	50		82	0.25	on	1294	-3.18	6.43	5.86	0.35	0.21	-0.51	11.7	7.433	2.81	1.71	-3.93	26.23	18.39	1.92	1.17	0	11.7	7.14	3.04	1.85	
16:54:15	17	50	5	50		80	0.5	on																						
16:54:15	18 à 21	50	5	50		88	0.25	on	821	-4.39	7.23	6.60	0	0.00	-2.22	12.3	8.261	1.59	0.90	-1.77	19.41	12.03	2.55	1.45	0	12.4	7.03	3.45	1.96	
16:55:35	22	50	1	50		87	0.5	on																						
16:55:35	23 à 26	50	1	50		87	0.25	on	2576	-3.12	4.18	4.20	0.07	0.04	-1.08	8.04	5.241	1.59	0.91	-3.27	18.12	12.29	1.32	0.76	0	8.04	4.62	2.14	1.23	
16:59:19	27	50	3	dans n°26		45	0.25	on																						
2009-06-12	DemiLune Ch#2 HM																													
17:12:00	28	50	3	100		103	0.5	on	635	-4.03	13.53	17.05	1.66	1.61	-1.02	17.1	17.55	2.51	-0.59	-6.08	41.43	46.13	0.50	-0.03	0	18	17.44	3.75	-0.49	

Wc = (FR_{mooy} * Vc / 50) / (Nf * Ae * Ap / 1000) = FR_{mooy} * D_{enn} * pi / (60 * F_z * Ae_{enn} / (1000 * 1000))

$$Wc = (FR_{mooy} * Vc / 60) / (\sqrt{f} * Ae * Ap / 1000) = FR_{mooy} * D_{mm} * \pi / (60 * Fz_{mm} * Ae_{mm} * Ap_{mm} / (1000 * 1000))$$

Tab. 6-3 Efforts de coupe mesurés pour les deux campagnes d'essais des fraises demi-lune en rainurage et fraisage latéral : a) laiton : bec droit, acier 316L HM : b) bec droit et c) bec chanfreiné

6.5.3. Analyse des résultats

Cet outil usine, et ne casse pas. C'est notre première observation. La géométrie d'outil en forme de demi-lune à bec droit est qualifiée. L'endommagement n'est pas critique même en rainurage profond. Le copeau dégage (même avec une géométrie outil sans angle d'hélice). Le passage de dent est visible sur la surface au fond des rainures. Les bavures sont sensibles au mode d'usinage. De forme courte dans le laiton elles deviennent longues et effilées pour les essais dans l'acier 316L HM (mode de coupe) et sensibles au mode d'usinage (avalant/opposition) observable le long de la rainure.

Les deux outils à bec chanfreiné ont cassé. La casse outil a eu lieu après 26 passes pour la référence Ch#1 et dès l'engagement pour Ch#2.

Les fraises demi-lune ont des similitudes (substrat, procédé de taillage, diamètre, longueur de coupe) avec les fraises D0.5Z2. Les résultats obtenus avec ces deux types d'outil peuvent être en partie comparés.

La fraise demi-lune est de diamètre D0.5 mm, pourtant tous les rainurages réalisés dans le laiton ou l'acier (Tab. 6-3 ; laiton n°1-10,16 ; acier n°1-4, 9, 14, 19, 24) sont de largeur $480 \mu\text{m}^{+/-5}$ (**mesuré** sur le haut de la rainure). C'est nettement inférieur au diamètre nominal de l'outil. Les rainurages avec la fraise D0.5Z2 réalisées dans le même laiton lors des essais de qualification nommés « PT100 » sont de largeur $500 \mu\text{m}$. La géométrie de l'outil mono dent (périmètre) ne permet pas de guidage dans la rainure. Le bout de l'outil demi-lune dévie de $10 \mu\text{m}$ $((500-480)/2)$. Cette déviation varie peu avec le changement de A_p (50 à $100 \mu\text{m}$).

Les flancs de la rainure ne semblent pas verticaux. L'observation optique sous microscope de parois verticales nécessite un équipement rotatif non disponible. Les bavures en surface masquent en partie ces parois verticales. La largeur de la rainure varie de $30 \mu\text{m}$ entre le haut et le fond. L'outil doit fléchir car ces variations ne sont pas liées à l'endommagement outil observé dans les paragraphes suivants.

6.5.3.1. Efforts de coupe (profil enveloppe, instantanés)

La lubrification est indispensable

Le rainurage n°5 (11 :57 :10) est effectué sans lubrification. En l'absence de lubrification le profil enveloppe des efforts de coupe (Fig. 6-46-a) montre une grande instabilité. Les efforts sont inconstants. L'état de surface est tartiné. En présence de lubrification, les efforts de coupe sont stables et réguliers tout au long de l'usinage (Fig. 6-46-b).

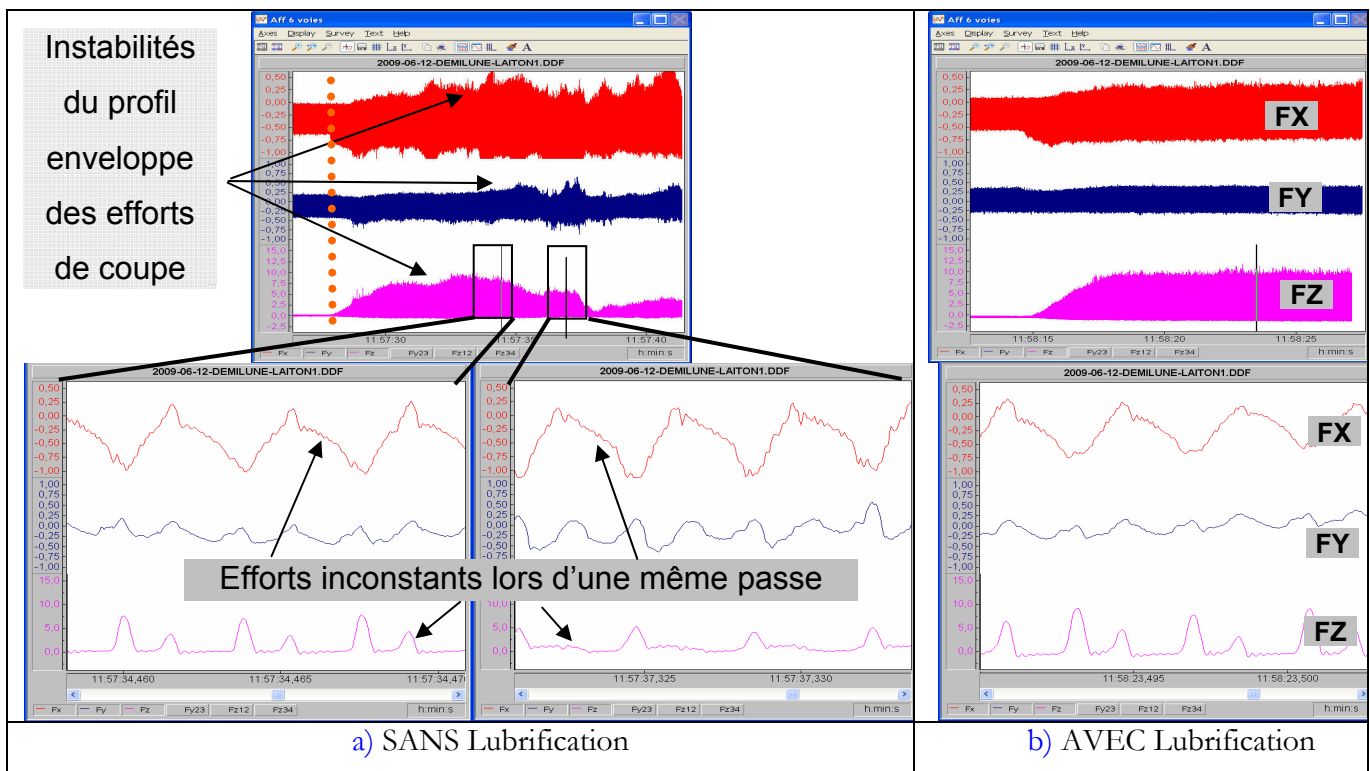


Fig. 6-46 Influence de la lubrification sur les efforts de coupe

(Fraise demi-lune droite, laiton, essai 5, $V_c = 25$ m/min, $F_z = 1$ $\mu\text{m}/\text{tr}$, $A_p = 50$ μm , $A_e = 0.5$ mm)

La présence de lubrification est bénéfique. Les explications possibles sont :

- une évacuation efficace des copeaux,
- une diminution des adhésions en bout d'outil,
- une diminution du frottement de la face en bout de l'outil (non dépouillée) avec la surface usinée.

Tous les essais sont conduits systématiquement avec de la lubrification pour le laiton et l'acier 316L.

Interprétation difficile des efforts de coupe FX et FY

L'interprétation des résultats est délicate. L'intensité des efforts Fx et FY est faible et perturbée (Fig. 6-47). Le ratio signal (en usinage) sur bruit (hors usinage) est faible. Une perturbation basse fréquence vient moduler la référence « zéro » et le calcul de F_{res_moy} devient mal adapté. L'alimentation électrique de la chaîne d'acquisition est protégée avec un transformateur d'isolement. Cette perturbation est d'origine inconnue et se retrouve sur de nombreux essais.

Les valeurs mesurées des efforts axiaux FZ sont disproportionnées vis-à-vis des sections coupées. Cette remarque est vraie pour tous les essais, et ce quelque soit le matériau coupé. C'est une caractéristique de la fraise demi-lune sans dépouille sur la face de coupe en bout. Vue la géométrie de l'outil (face de coupe en bout plane et non dépouillée), cet effort doit y être sensible au mode de coupe (cisaillement / ploughing).

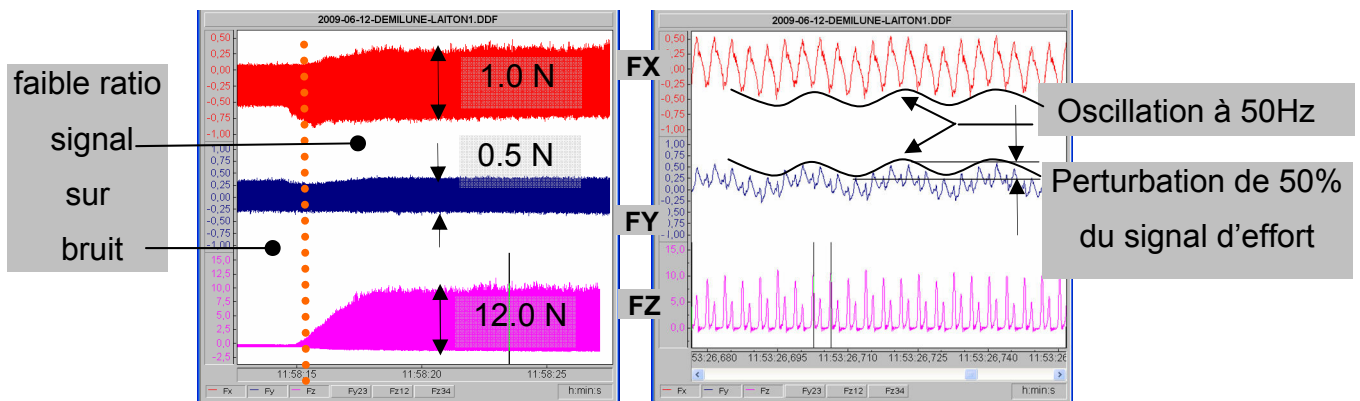


Fig. 6-47 Perturbation & intensité des efforts (FX et FY faibles, FZ forts)

(Fraise demi-lune droite, laiton, essai 4, $V_c = 25$ m/min, $A_p = 50$ μ m, $A_e = 0.5$ mm, $F_z = 1$ μ m/tr)

Refus de coupe

Dans l'acier 316L nuance HM, l'observation des efforts et des surfaces montre des instabilités.

Pour $A_{p_théorique} = 100$ μ m et $V_c = 50$ m/min, l'outil ne coupe pas de façon régulière à chaque tour. La dent refuse peut être la coupe sur plusieurs tours puis coupe une forte épaisseur et « rattrape son retard ». Le profil enveloppe est irrégulier (Fig. 6-48-a, b, c). Le détail des efforts de coupe (Fig. 6-48-d) montre la présence de pics à chaque tour et une fluctuation de l'amplitude maximale, comme décrite dans la littérature pour qualifier le refus de coupe.

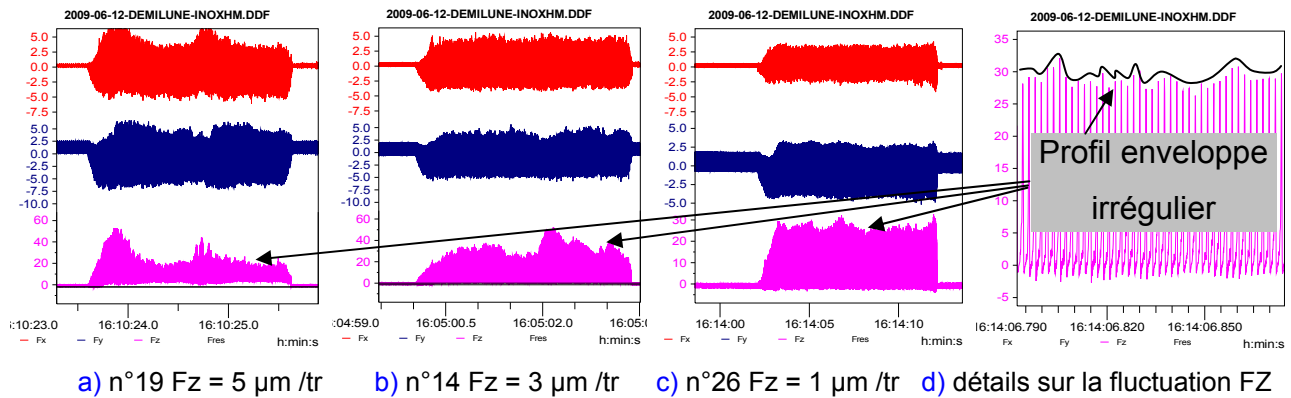


Fig. 6-48 Irrégularité du profil enveloppe des efforts pour $A_p = 100 \mu\text{m}$ pour différents F_z
(fraise demi-lune D#1, acier 316L HM, $V_c = 50 \text{ m/min}$ $A_e = 0.5 \text{ mm}$)

Effort FZ

L'analyse des efforts en particulier FZ (Fig. 6-49) permet plusieurs remarques :

- L'angle d'hélice est nul, en théorie, il n'y a pas d'effort axial générée par l'arête latérale. Avec la fraise demi-lune, l'effort FZ est toujours présent traduisant le travail de l'arête en bout.
- L'effort FZ est très supérieur aux efforts FX et FY. Le ratio FZ/FX est généralement inférieur à 1. Ici ce ratio peut atteindre 20.
- Il y a un pic d'effort FZ par tour. Il apparaît à chaque passage de la dent (fraise mono dent). Il correspond à l'entrée de l'arête de coupe dans la matière. Ce pic est identifié sur les profils d'efforts synchronisés FX, FY et FZ (Fig. 6-50).
- Un 2nd pic d'effort FZ apparaît pour $V_c = 25 \text{ m/min}$, indépendamment du matériau coupé, et de la valeur de A_p . Ce 2nd pic disparaît quand $V_c = 50 \text{ m/min}$.
- Le profil enveloppe de l'effort FZ s'interrompt brusquement lors du dégagement axial de l'outil en fin d'usinage (rainurage ou fraisage latéral), traduisant la perte du contact de la face en bout de l'outil / pièce.

L'angle d'hélice étant nul, le moindre retrait de l'outil interrompt le contact axial de l'outil avec la table dynamométrique. La brusque interruption du profil enveloppe de l'effort FZ conforte l'idée du contact axial de l'outil sur sa face en bout avec la surface usinée. Ce contact peut expliquer la présence de l'effort FZ. L'absence de dépouille de la face en bout fait talonner axialement l'outil. Cela peut expliquer le fort ratio FZ / FX. La face en bout représente un demi-disque. La présence de FZ est alors attendue sur une demi période. Cependant FZ n'est présent que sur env. 30° . Le contact en bout n'est

pas continu. La flexion de l'outil dégage le contact de la face en bout. L'effort FZ est très sensible à cette perte de contact (arrêt brusque de FZ en fin d'usinage).

L'axe de rotation de l'outil est sur la face de coupe. Lorsque l'outil est chargé avec les efforts de coupe, il fléchit ce qui provoque un retrait axial et dépouille la face en bout d'outil. Lorsque l'outil est déchargé, le retour élastique de l'outil provoque un appui de sa face en bout sur la surface usinée. Cela provoque une charge axiale et une marque sur la surface.

L'existence du 2nd pic d'efforts FZ est liée à la fréquence de rotation de la broche. En fonction de la réponse dynamique de l'outil et de la fréquence de rotation de l'outil (266 Hz pour $V_c = 25$ m/min), la face en bout pourrait venir en contact avec la surface pièce et créer ce 2nd pic sur FZ.

A faible fréquence de rotation, les 2 pics par tour indiquent que la fraise rentre 2 fois en contact avec la matière sur le même tour. Le 1^{er} pic est le « passage » de la dent. Le 2nd est le contact d'un « point » de la face en bout. L'analyse des périodes entre ces 2 pics (sur un même tour de fraise) permet de définir un écart angulaire. A partir du bec outil, cet écart localise le deuxième « point » de contact sur la face en bout de l'outil. La fréquence de rotation de l'outil est de 266 Hz. Sur la [Fig. 6-49-a\)](#) et [c\)](#), les fréquences mesurées pour le 1^{er} pic (bec outil) et le 2nd pic sont respectivement de 720 Hz et 425 Hz. La durée d'une rotation en seconde est de :

$$1/267 = 1/720 + 1/425 = 0.37/267 + 0.63/267 \text{ seconde}$$

Soit un écart angulaire de :

$$0.37 * 360 = 133^\circ \text{ entre le 1}^\text{er} \text{ pic (bec outil) et le 2}^\text{nd} \text{ pic.}$$

La face en bout de l'outil demi-lune s'étend sur un arc de 180° (demi disque). Le point correspondant au 2nd pic appartient à la face en bout.

L'avance par tour est de $5 \mu\text{m}$. Le point du 2nd pic est reculé de $5 * 0.37 = 1.85 \mu\text{m}$ depuis le diamètre extérieur de l'outil. Ce qui est très peu. Le 2nd point est considéré sur la périphérie outil.

L'observation après usinage de la géométrie de la face en bout de l'outil est développée dans le paragraphe portant sur l'usure de l'outil.

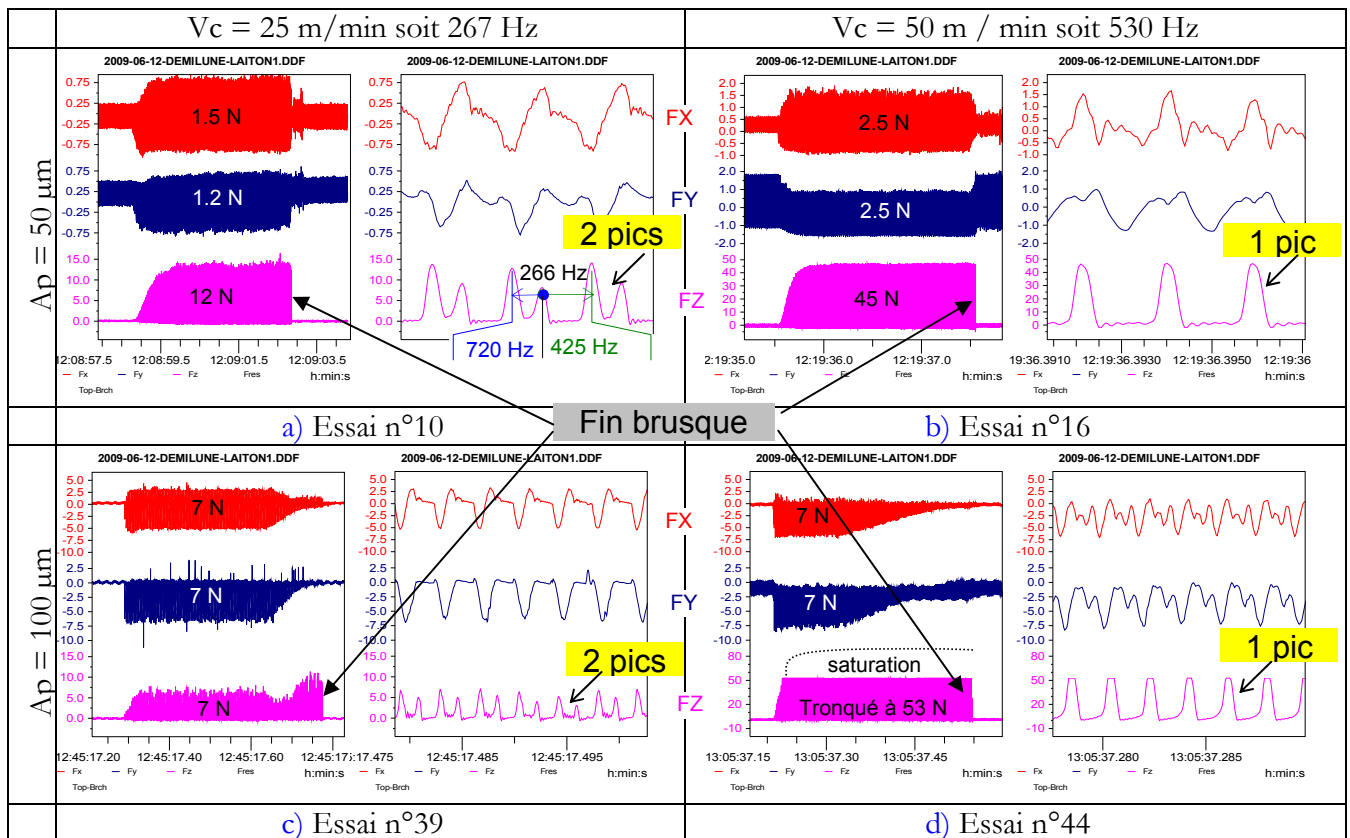


Fig. 6-49 Comparaison des efforts de coupe en fonction de V_c et A_p

(Fraise demi-lune droite ; laiton ; essais 10, 16, 39, 44 , $A_e = 0.5 \text{ mm}$, $F_z = 5 \mu\text{m/tr}$)

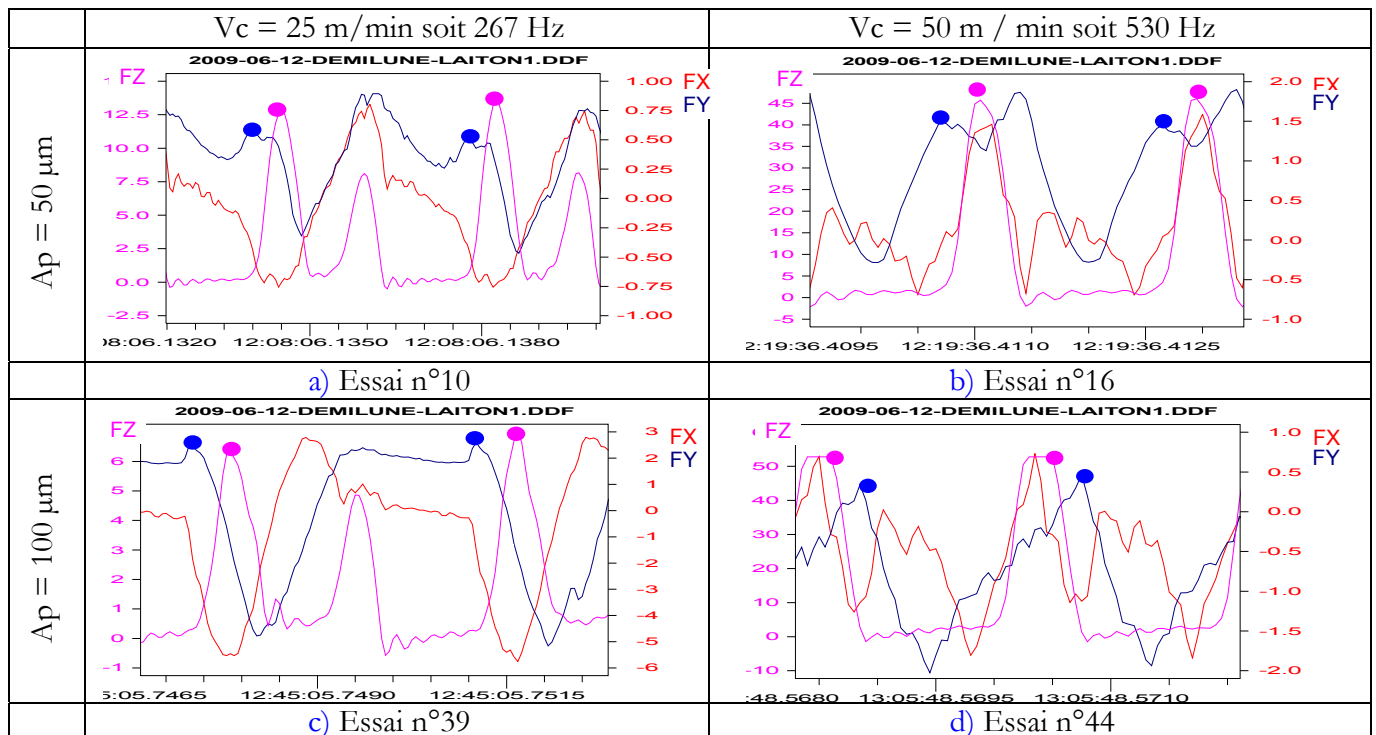


Fig. 6-50 Superposition des profils d'efforts FZ avec FX et FY et identification des pics

Sensibilité de l'effort de coupe axial FZ

Les efforts en FX et FY n'évoluent quasiment pas au cours des différents essais, alors que la variation des efforts FZ est très importante (Fig. 6-51). L'effort axial est très sensible aux conditions tant géométrique (A_p) que cinématique (F_z).

Pour une faible vitesse d'avance ($F_z = 1 \mu\text{m}/\text{tr}$, essais HM n° 24-26 du Tab. 6-3), lors du fraisage épaulé à $A_e = D/2$, la valeur de FZ est environ le double de celle mesurée lors du fraisage en rainurage.

Pour une avance moyenne ou forte ($F_z = 3$ et $5 \mu\text{m}/\text{tr}$) cette remarque n'est plus valable. La Fig. 6-51 montre que seul l'effort FZ est sensible à une faible avance à la dent. La formation d'une arête rapportée à faible vitesse de coupe (variation de V_c) ne semble pas influente. Le mode de coupe ploughing devenant prépondérant à $F_z = 1 \mu\text{m}/\text{tr}$, le tartinage doit provoquer de fortes adhésions en bout d'outil. Ces adhésions ne sont pas le fruit d'une arête rapportée. Cette explication a déjà été proposée précédemment.

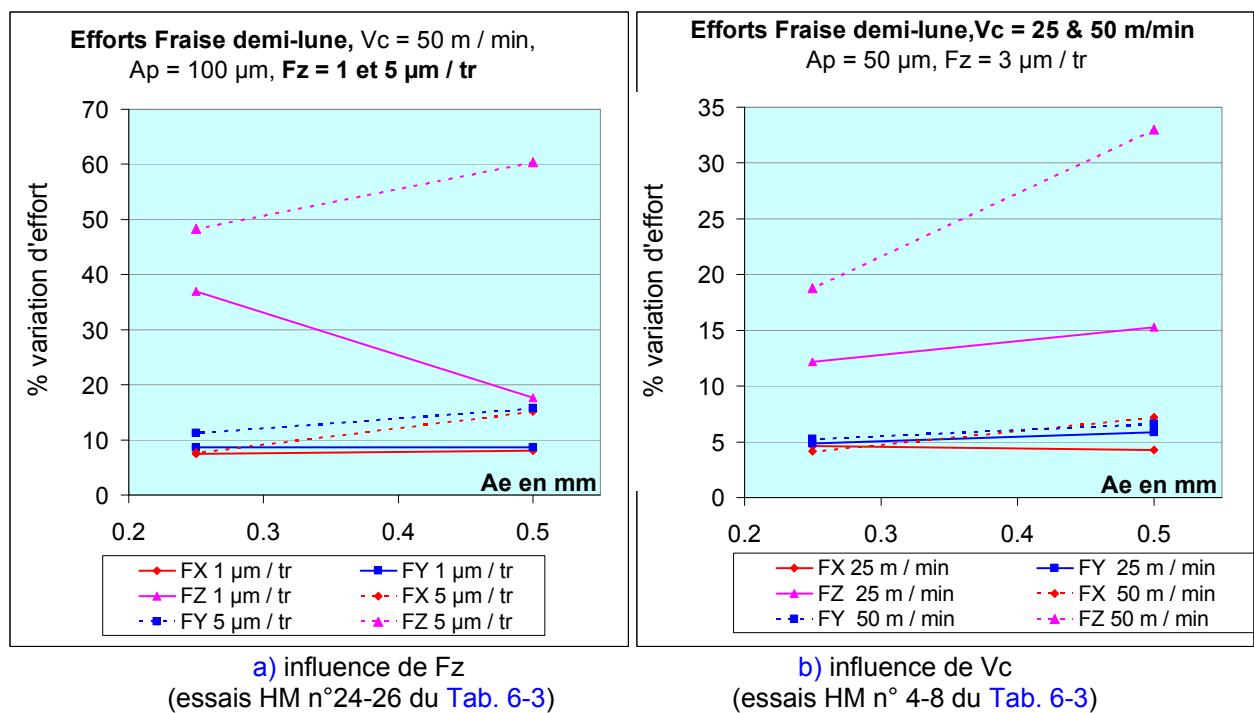


Fig. 6-51 Variation en % des efforts de coupe en rainurage et fraisage épaulé
(fraise demi-lune droite D0.5 mm)

6.5.3.2. Comparaison avec la fraise D0.5Z2 (pour Wc)

La Fig. 6-52 compare l'énergie spécifique de coupe de la fraise demi-lune et celle de la fraise D0.5Z2. La section coupée H_c est égale à la vitesse d'avance à la dent F_z ($A_e = D/2$ ou $A_e = D$). Pour la fraise demi-lune, le calcul de F_{res_moy} est délicat, la valeur de W_c est obtenue avec une incertitude élevée, ici représentée avec une barre d'erreur de 20%.

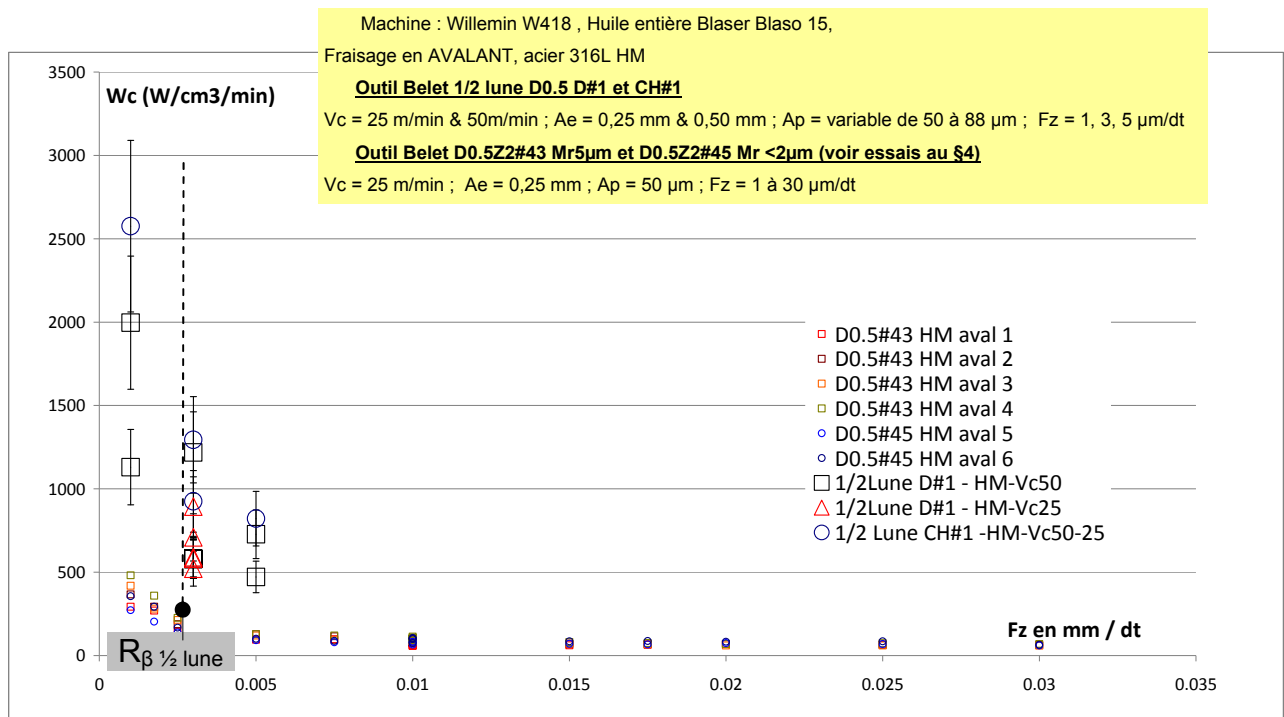


Fig. 6-52 Comparaison des énergies spécifiques de coupe entre la fraise demi-lune et la fraise D0.5Z2 (acier 316L nuance HM)

A titre de comparaison, la valeur de W_c fournie par SECO (SECO TOOLS) pour les aciers inoxydables est de 39 W/cm³/min. La valeur expérimentale de W_c pour les essais menés au C4 avec la fraise D0.5Z2 dans l'acier 316L HM varie entre 60 et 450 W/cm³/min. La coupe avec la fraise demi-lune consomme beaucoup plus d'énergie, dépassant les 500 W/cm³/min et pouvant aller jusqu'à 2500 W/cm³/min.

L'outil demi-lune génère un volume de copeau pour un coût énergétique plus élevé que la fraise D0.5Z2. Pour une épaisseur coupée de 5 µm, le ratio d'énergie entre les 2 outils est de l'ordre de 7, et passe aux environs de 4 pour une épaisseur coupée de 1 µm. L'endommagement de l'outil demi-lune est (pourtant) moindre que la fraise D0.5Z2.

Un hypothèse est que l'énergie consommée par la coupe (si élevée) peut traduire un fort état des contraintes résiduelles induites par l'usinage à la surface des pièces.

Le mode de formation du copeau évolue avec le niveau énergétique. Le copeau est formé par cisaillement pour un niveau faible de W_c et par déformation plastique (ploughing effect) pour un niveau fort de W_c . La frontière (la valeur de W_c) entre ces 2 domaines n'est pas facile à identifier. Néanmoins pour une épaisseur coupée de $5\text{ }\mu\text{m}$, la fraise D05Z2 semble travailler par cisaillement ($W_{c(5\mu\text{m})} \approx 100\text{ W.cm}^{-3}.\text{min}^{-1}$), puis pour $1\text{ }\mu\text{m}$ par ploughing ($W_{c(1\mu\text{m})} \approx 500\text{ W.cm}^{-3}.\text{min}^{-1}$). La fraise demi-lune semble quant à elle toujours travailler en mode ploughing. L'usinage en mode ploughing génère des bavures importantes et des copeaux spécifiques (microstructure fortement déformée, morphologie courte et déchiquetée).

Pour les deux fraises, le décrochement énergétique est visible. La valeur de H_{\min} est proche de R_β ($2.4\text{ }\mu\text{m}$).

Pour les deux fraises, la variation d'énergie entre la plage $H_c/H_{\min} > 1$ et H_c/H_{\min} exprimée par le ratio $W_{c(1\mu\text{m})} / W_{c(5\mu\text{m})}$ est identique et vaut environ 4 ($419/101 \approx 1996/471$).

Le W_c pour la variante à bec chanfreiné est toujours supérieur à la variante à bec droit. Le W_c est sensible à la géométrie du bec outil.

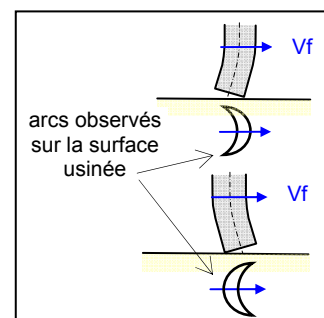
6.5.3.3. Analyse des états de surface

L'observation des surfaces usinées lors des deux campagnes d'essais (Tab. 6-2) se fait par microscopie optique et reconstruction 3D. La vue globale a été présentée sur la Fig. 6-45. Une analyse détaillée est proposée ci-après.

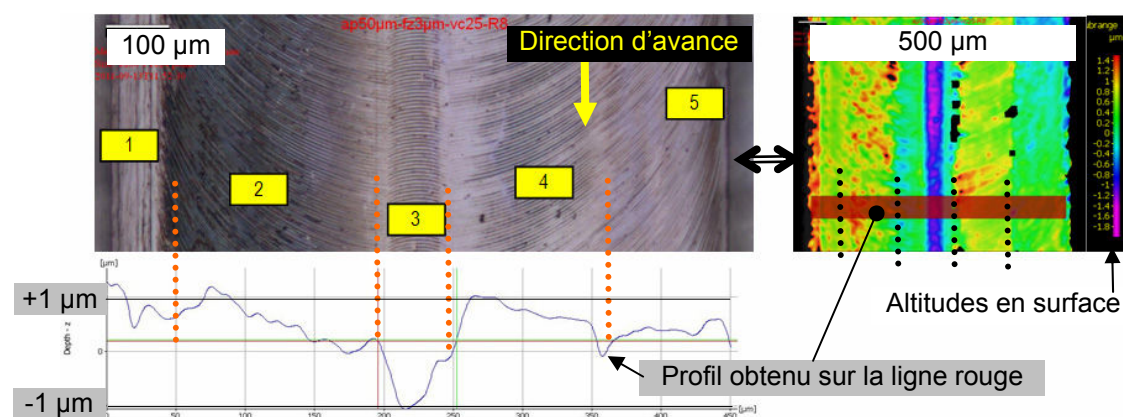
Traces du passage de dent

La Fig. 6-53 détaille le fond de la rainure. Des arcs de la trajectoire trochoïdale (traces du passage de dent approximé par des cercles) sont visibles distinctement dans deux directions opposées limitées à des bandes sur toute la longueur de la rainure. Si l'outil est parfaitement normal au plan d'avance et infiniment rigide, la trajectoire trochoïdale complète (arc dans les deux directions) devrait être visible sur le fond de la rainure. Ici la (seule) dent ne touche de façon stable que sur une partie de sa rotation délimitant des bandes sur toute la longueur de l'usinage :

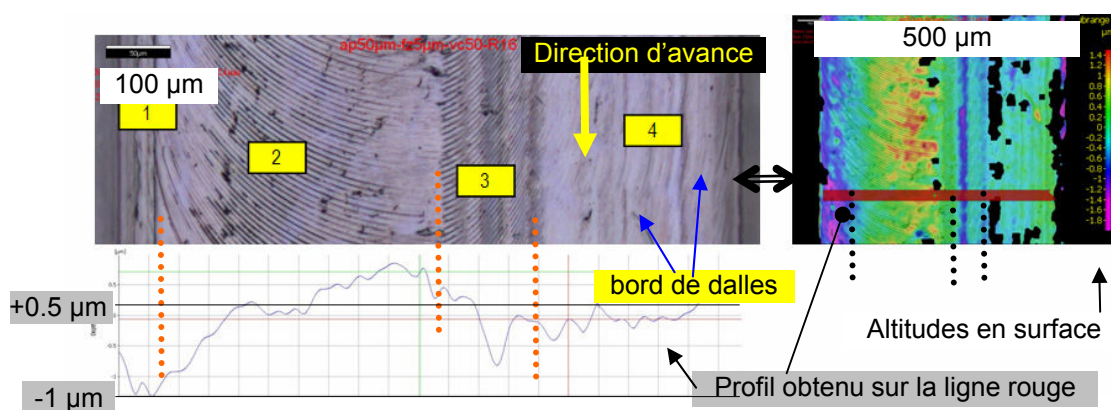
- soit vers l'avant, identique à la direction d'avance, dent coupante (sur les bords de la rainure),
- soit vers l'arrière, opposé à la direction d'avance, dent non coupante (au centre de la rainure).



La flexion de l'outil sous la charge de la dent coupante peut expliquer ces deux directions. L'observation de l'état de surface généré en fin de passe (Fig. 6-54) permet de conforter cette hypothèse de flexion sous charge. Lorsque l'avance est nulle (fin de passe) l'outil n'est plus chargé, il ne dévie plus, la trace du passage de dent est un cercle complet.

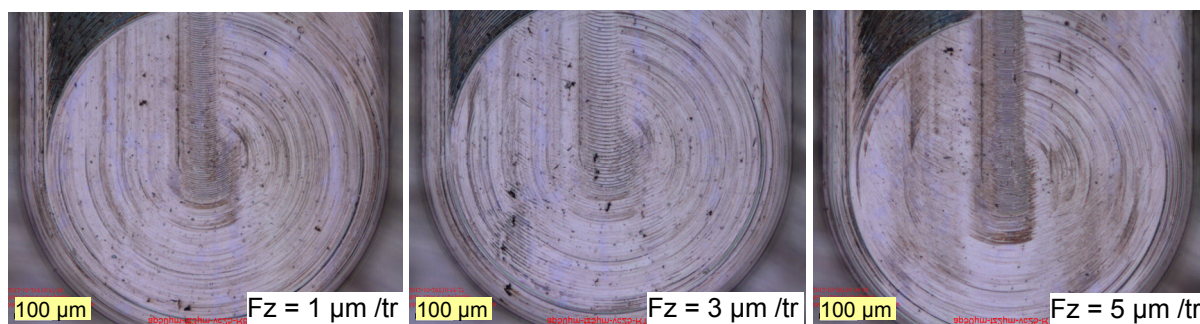


a) laiton, essai n°8, $V_c = 25 \text{ m/min}$, $F_z = 3 \text{ µm/tr}$, $A_p = 50 \text{ µm}$

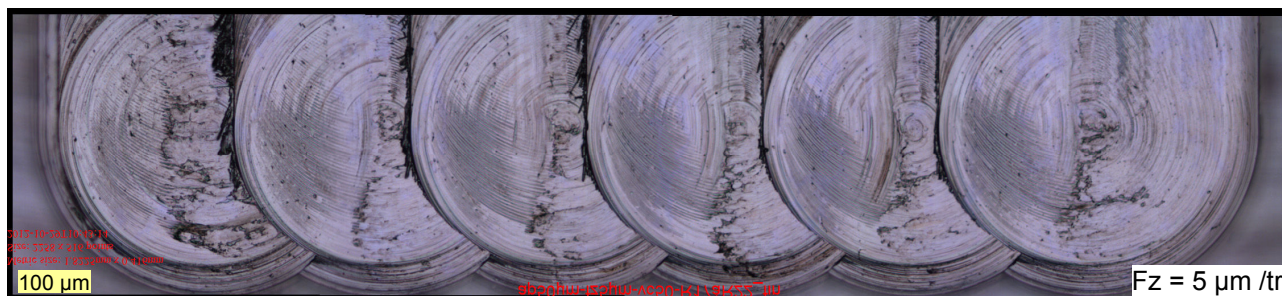


b) laiton, essai n°16, $V_c = 50 \text{ m/min}$, $F_z = 5 \text{ µm/tr}$, $A_p = 50 \text{ µm}$

Fig. 6-53 Etats de surface en fond de rainure : identification des bandes et du profil normal à la direction d'avance



a) rainurage (essai 1, 8, 10 ; $V_c = 25$ m/min, $A_p = 50$ µm, $A_e = 0.5$ mm)



b) fraisage épaulé (essais 17-22 ; $V_c = 50$ m/min, $F_z = 5$ µm/tr, $A_p = 50$ µm, $A_e = 0.25$ mm)

Fig. 6-54 Etats de surface en fin de passe a) pour le rainurage, b) le fraisage épaulé
(Fraise demi-lune droite, laiton)

La vitesse d'avance n'est pas d'influence sur la répartition par bande de ces arcs de cercle. A 25 m /min, les images sont identiques pour $F_z = 1, 2, 3, 4$ ou 5 µm /tr.

La vitesse de coupe est influente. Le tableau [Tab. 6-4](#) compare les 2 niveaux de vitesse de coupe.

Les arcs de cercles sont non visibles/ visibles (net, flou), centrés /excentrés vis-à-vis du centre de la rainure, de direction identique/opposé à la direction d'avance. Le tartinage est complet/partiel (entrée/sortie de dent vis-à-vis de la bande).

Bande	a) à 25 m /min (Fig. 6-53-a)	b) à 50 m /min (Fig. 6-53-b)
n°1	Arc de cercle non visible tartinage complet, tangent à la rotation de l'outil	
n°2	Arc de cercle net centré identique à l'avance tartinage partiel en entrée et sortie	
n°3	Arc de cercle net centré opposé à l'avance	Arc de cercle net excentré identique à l'avance
n°4	Arc de cercle net centrés (idem bande n°2) + tartinage partiel en sortie	Arc de cercle non visible très faible rugosité vibrations
n°5	Arc de cercle net centré (idem bande n°2)	

Tab. 6-4 Tableau comparatif des bandes observées sur les surfaces usinées pour deux vitesses de coupe : a) $V_c = 25$ m /min, b) $V_c = 50$ m /min

Les tartinages des bandes n°2 et n°4 semblent correspondre à un écrasement du profil de rugosité laissé par la dent coupante. Le frottement de la face en bout de l'outil peut faire office de dent planeuse.

La géométrie du fond de rainure montre des altitudes variables pour chaque bande. La bande n°3 est plus creusée. La bande n°1 est nettement visible sur la fin de passe (Fig. 6-54).

Les surfaces usinées dans l'acier 316L nuance HM avec une même avance $F_z = 3 \mu\text{m} / \text{tr}$ (Fig. 6-55) sont toutes très marquées, avec des traces du passage de dent nettement identifiables et comparables. Les variations de A_p (+22%) et V_c (+100%) semblent influencer la coupe.

Le profil enveloppe des efforts, stable et régulier, devient fluctuant aléatoirement. C'est peut être un phénomène lié à la vibration de l'outil plus qu'à un refus de coupe.

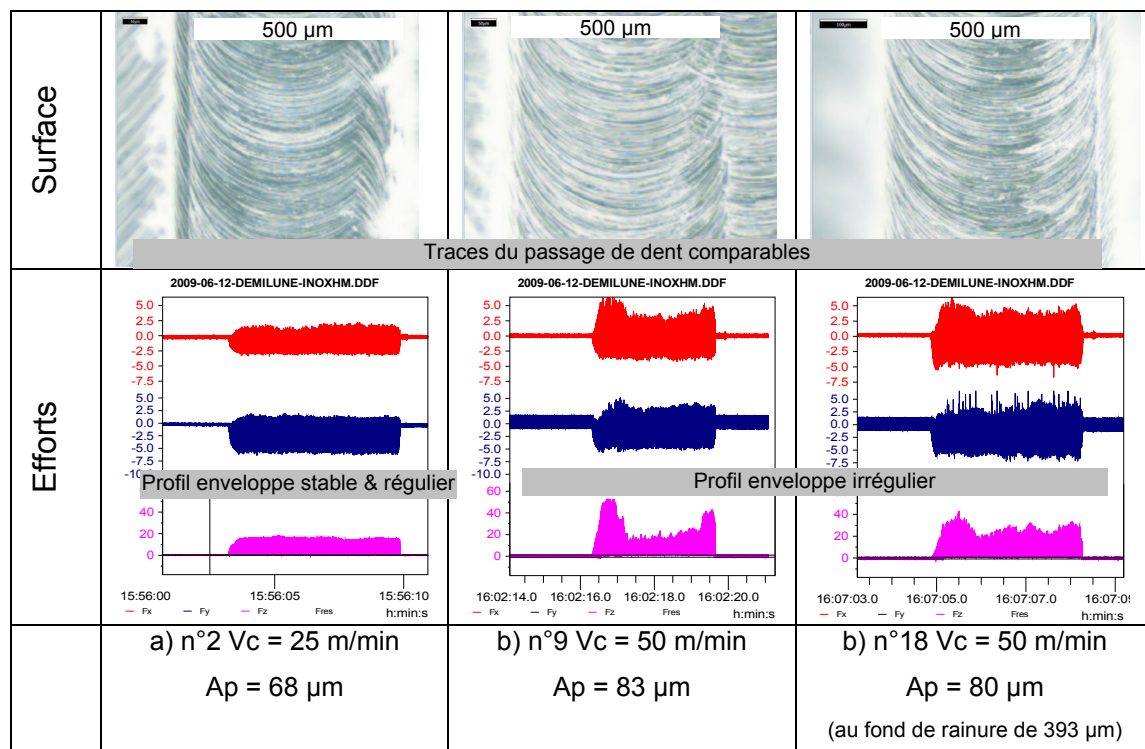


Fig. 6-55 Variation du profil enveloppe des efforts pour $F_z = 3 \mu\text{m}$ en fonction de Vc et Ap
(fraise demi-lune D#1, acier 316L HM, Vc = 25 ou 50 m/min, $F_z = 3 \mu\text{m}$ /tr, Ae = 0.5 mm)

Fraisage épaulé

Les états de surface obtenus en fraisage épaulé sont sensibles à la vitesse de coupe. La déviation latérale de la fraise est visible pour $V_c = 50$ m/min. Les traces du passage de la dent ne sont visibles que sur la zone coupée (1/4 cercle) alors que pour $V_c = 25$ m/min elles sont visibles sur la largeur de l'outil (1/2 cercle). L'outil fléchit latéralement et dans la direction d'avance (arc de cercle dans le même sens que l'avance). En annexe [A6-2], les déviations latérales sont identifiées pour la fraise « demi-lune » à bec chanfreiné.

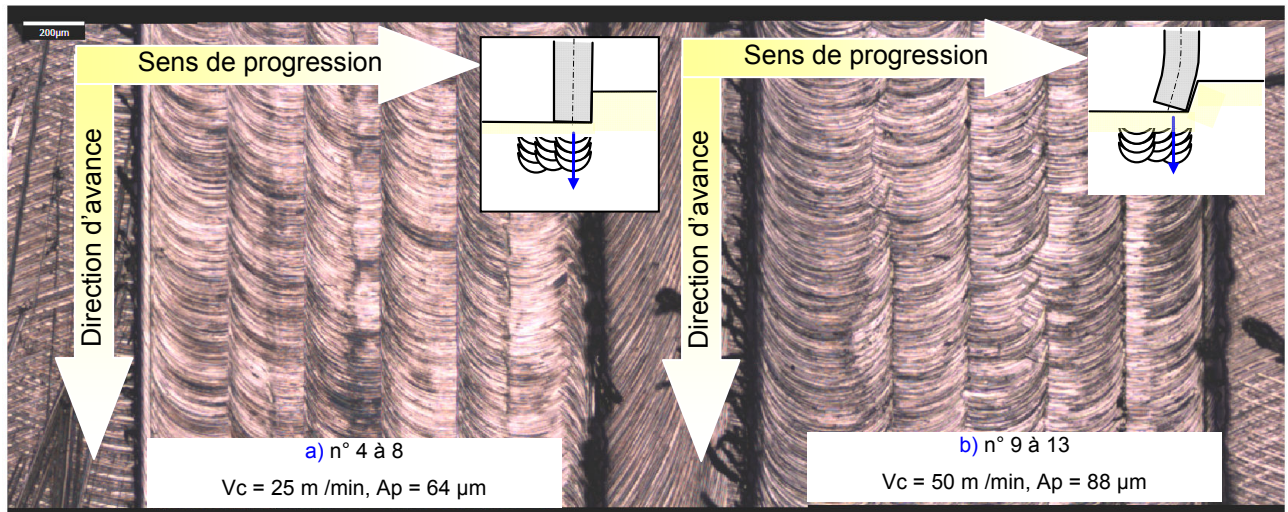


Fig. 6-56 Variation des traces du passage de la dent lors du fraisage épaulé en fonction de V_c
(fraise demi-lune D#1, acier 316L HM, $F_z = 3 \mu\text{m}$, $A_e = 0.25 \text{ mm}$)

Bavures

Les bavures sont quasi inexistantes lors de l'usinage du laiton et sont très présentes pour l'acier 316L. Elles correspondent aux morphologies décrites dans la littérature sur la surface libre (macro bavure) et au fond de la rainure (micro bavure). Les résultats observés correspondent en tout point à ceux développés dans la bibliographie. La ductilité du matériau et la coupe à faible avance favorisant le mode ploughing sont très favorables à la formation de bavures.

Sur la surface libre de la pièce, les bavures mesurent 50 μm env. de hauteur. La morphologie des bavures observées sur l'acier 316L de part et d'autre de la rainure (Fig. 6-57-a)) est conforme à la description faite dans la littérature. Les bavures sont sensibles au mode de travail de l'outil (avalant, opposition). Elles sont plus présentes lorsque l'avance diminue (Fig. 6-57-b), c) et d)). La morphologie des bavures évolue : de formes boudinées à effilées en forme d'aiguilles ou de paillettes.

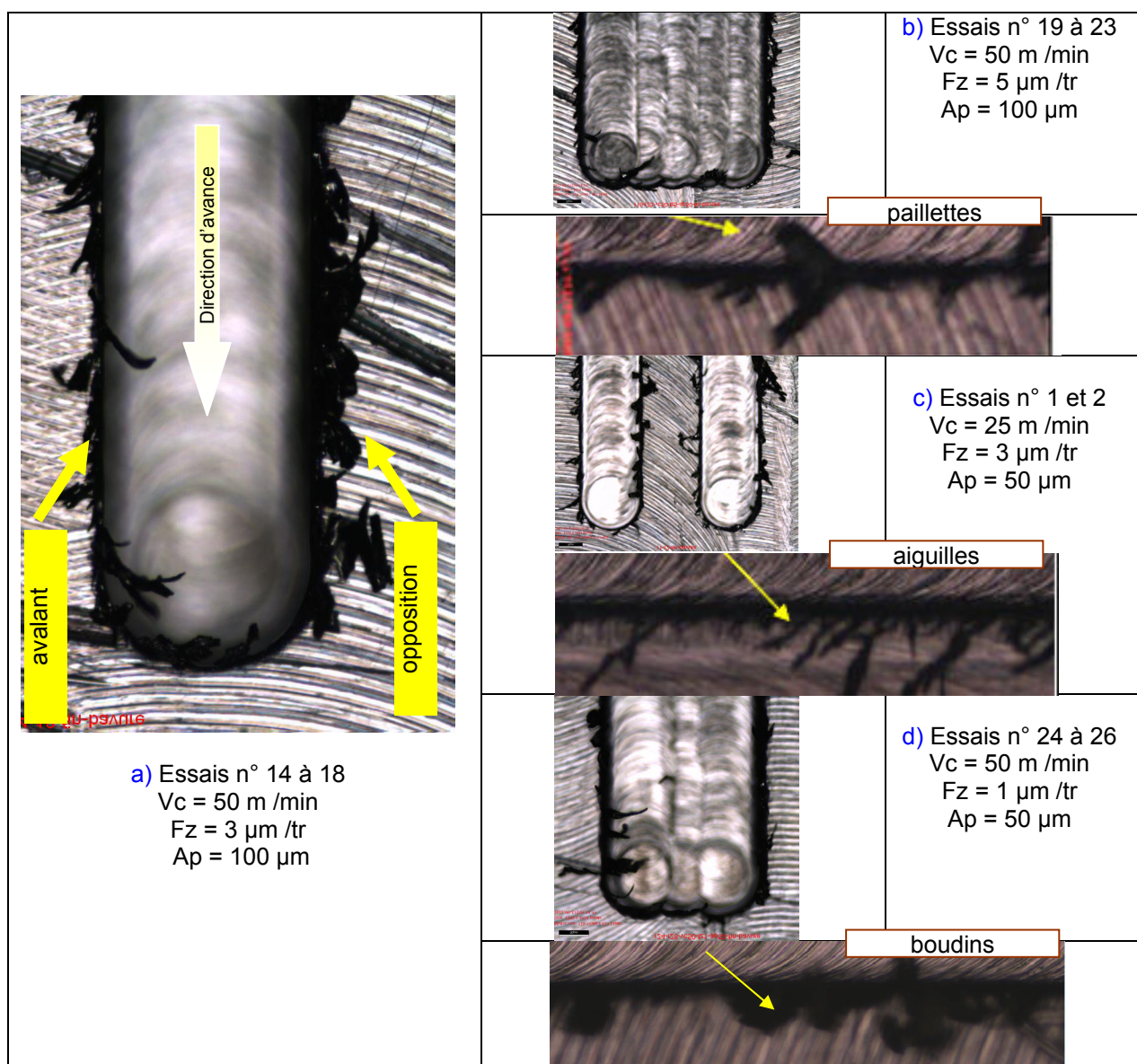


Fig. 6-57 Macro bavures présentes sur la surface libre de la pièce pour l'acier 316L nuance HM (fraise demi-lune bec droit)

L'absence d'angle d'hélice et la dent unique favorisent la remontée de bavure le long de l'outil.

Sur la surface usinée Fig. 6-58, de part et d'autre du passage en bout de l'outil, une bavure est visible :

- soit sous la forme d'un tartinage qui recouvre les traces de passage de dent et forme une marche ($4.7 \text{ }\mu\text{m}$),
- soit sous la forme d'un fin bourrelet s'apparentant à une macro bavure décrite sur la surface libre de la pièce usinée. L'acuité du bec outil est peut être en cause. Ces fins bourrelets ne sont pas observés avec la variante outil à bec chanfreiné.

Ces micro bavures sont très réduites pour des avances de 3 et 5 $\mu\text{m}/\text{tr}$, et plus prononcées pour une avance de 1 $\mu\text{m}/\text{tr}$. La section coupée à $F_z = 1 \mu\text{m}/\text{tr}$ favorise la coupe en mode ploughing (déformation plastique) provoquant des bavures systématiques, plus nombreuses et plus volumineuses.

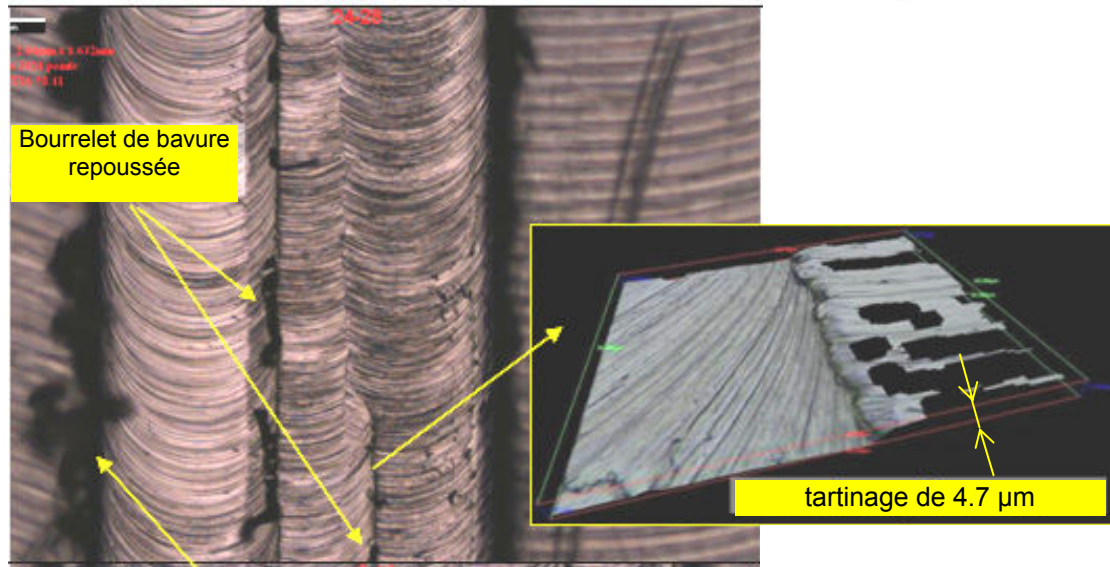


Fig. 6-58 Micro bavures au recouvrement de deux passes successives

(316L nuance HM, Fraise demi-lune bec droit, Essais n° 14 à 18)

($V_c = 50 \text{ m}/\text{min}$, $F_z = 1 \mu\text{m}/\text{t}$, $A_p = 50 \mu\text{m}$)

6.5.3.4. Analyse des profils d'usure

Après utilisation, la fraise demi-lune est observée sous microscopie optique afin de relever les états de surface, d'extraire et de mesurer des profils. La Fig. 6-59-a) présente une vue normale à sa face de coupe et la Fig. 6-59-b) présente une vue normale à sa face de sa face en dépouille. Pour détailler l'analyse, sont repérées deux « zones » (A et B) le long de l'axe de l'outil et cinq « parties » (numérotées de 1 à 5) sur les faces de coupe et de dépouille.

La première observation est une usure homogène et régulière de l'outil sans endommagement critique. Son intégrité est inattendue et illustre la pertinence des hypothèses formulées sur les origines de l'endommagement de l'outil à l'échelle micro. Au total, l'outil observé a coupé 364 mm et enlevé presque 10 mm³ d'acier 316L. Cette usure est stable, régulière sans écaillage, contrairement aux observations menées avec toutes les autres fraises de l'étude. C'est le seul type de fraise qui présente une usure en dépouille régulière et une arête de coupe intègre après usinage.

D'après le plan d'essais, la fraise demi-lune a usiné avec un engagement axial variant entre 64 et 95 µm. Trois zones sont identifiables pour caractériser son endommagement :

- la zone ZA [0-70 µm] à partir du bout de l'outil, a été utilisée pour tous les essais (n°1 à 26),
- la zone ZB [70 -100 µm] a été utilisée pour les essais (n°14 à 26) avec $A_{p_{théorique}} = 100 \mu m$,
- la zone ZC [+100 µm] n'est pas affectée par l'endommagement car elle n'a jamais servi à couper mais à guider (frottement) l'outil lors des rainurages profond des essais n°14 à 28.

La zone ZA [0-70] est représentative pour caractériser l'usure de l'outil.

Les critères normalisés d'usure pour l'usinage à l'échelle macro peuvent être utilisés (S_{vp} , V_B , V_C , V_{Bmoy}). La valeur du critère de mort d'outil V_B^* doit cependant être adaptée au micro-fraisage, ce qui, a priori n'est pas facile. Pour cela il faut s'assurer que le critère V_B soit représentatif et adapté. Ensuite il faut arriver à le relier à un endommagement maximum admissible sur la micro-fraise. La valeur de V_B^* n'ayant pas de référence, il est difficile d'évaluer le niveau d'usure de l'outil sans comparaisons disponibles.

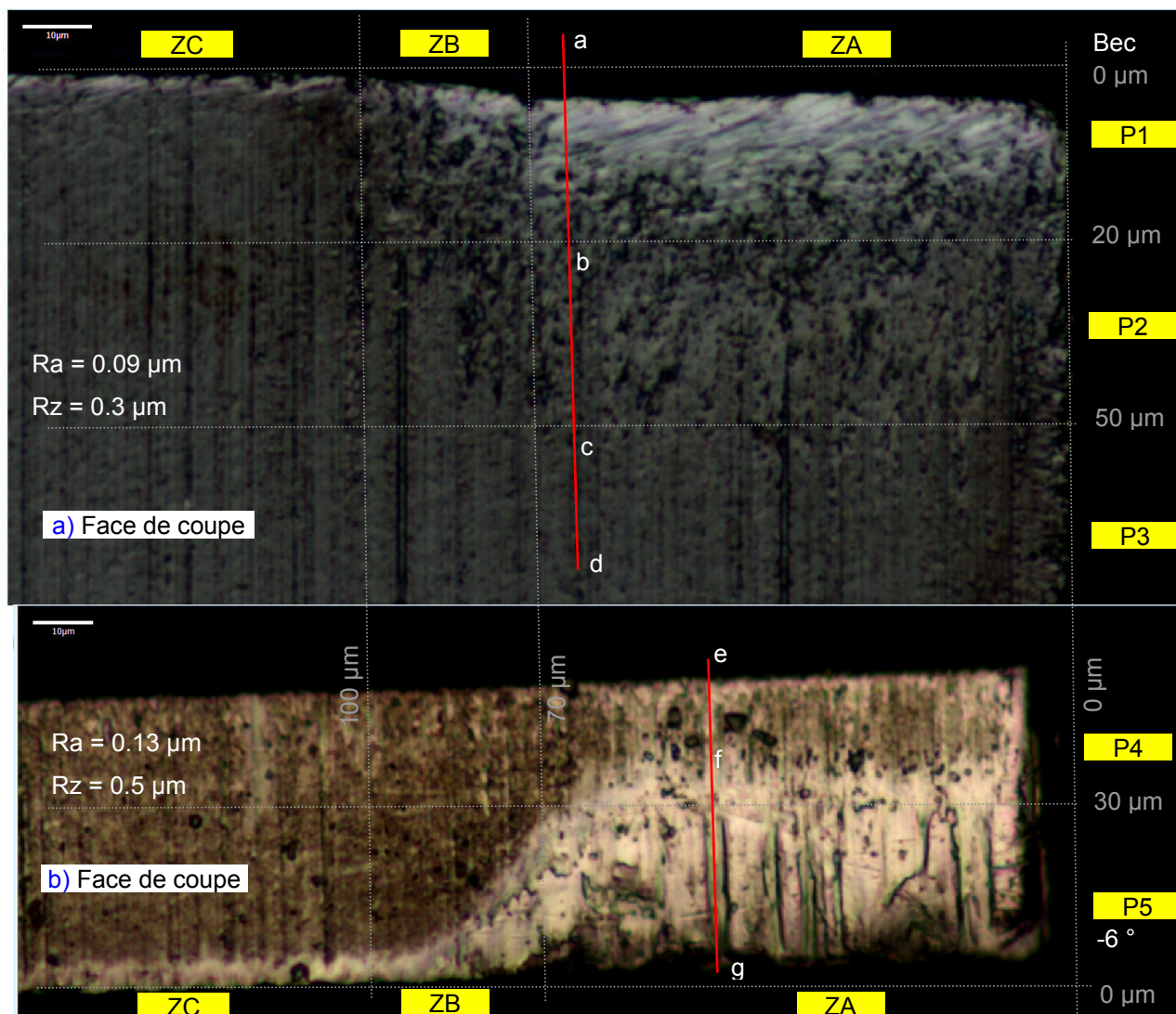


Fig. 6-59 Vue détaillée des faces usées de la fraise demi-lune droite :

a) face de coupe et **b)** face de dépouille (fraise $\frac{1}{2}$ lune D0.5 D#1, après usinage acier 316L HM)

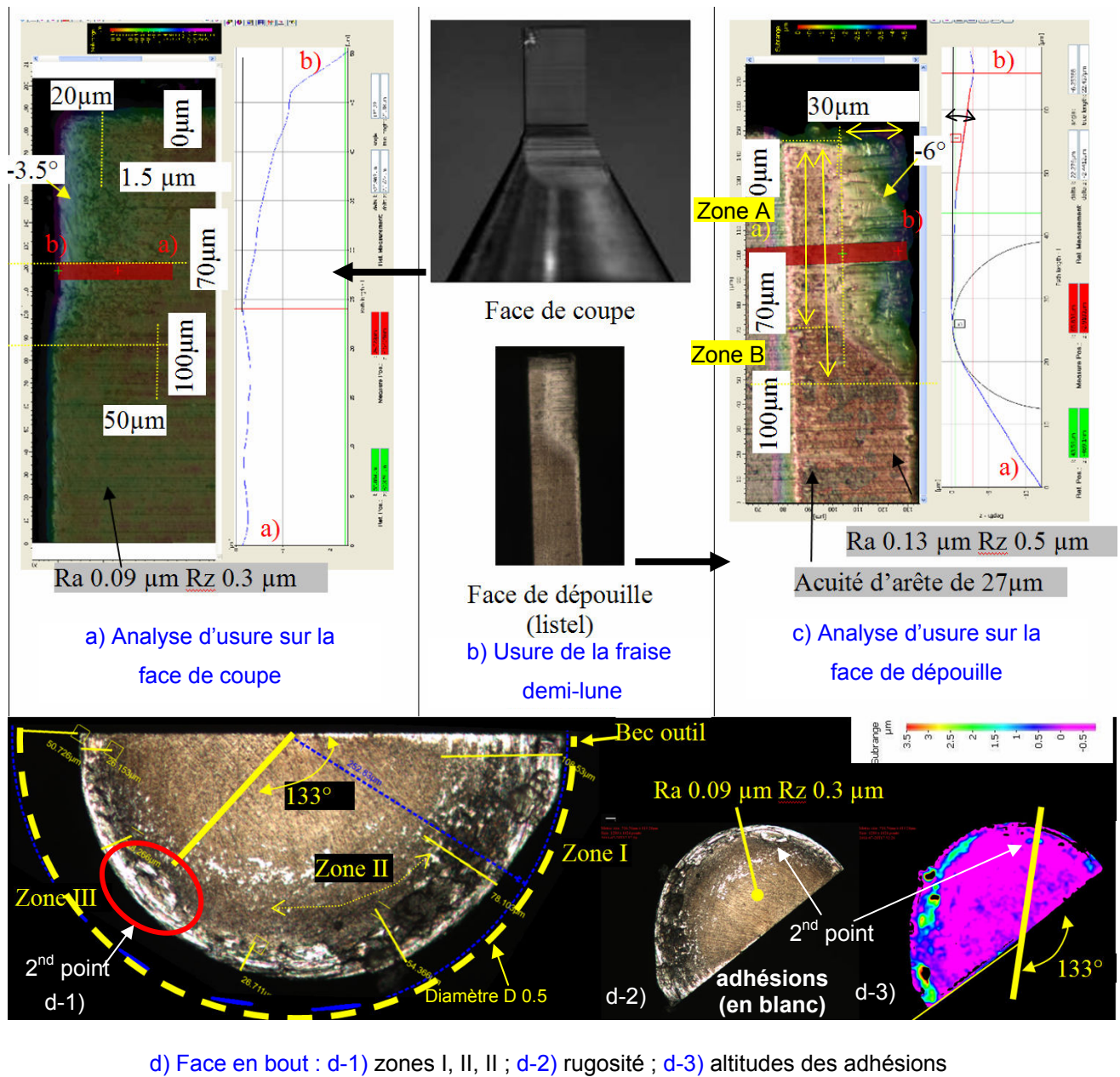


Fig. 6-60 Analyse de l'usure sur la fraise demi-lune après usinage de l'acier 316L nuance HM

La face en dépouille (Fig. 6-59-b)) est usée régulièrement sur une surface $30 \mu\text{m} \times 70 \mu\text{m}$ correspondant à [ZA-P5]. Il n'y a pas d'effondrement plastique du bec outil (S_{vp}) ni d'usure en entaille (V_c). Des adhésions d'acier 316L sont identifiables et couvrent toute la partie usée [ZA-P5].

La valeur caractérisée de $V_{B\text{moy}}$ est :

$$V_{B\text{moy}} = 30 \mu\text{m} \pm 2 \mu\text{m}$$

Cette bande d'usure V_B est un plan avec des rayures parallèles au plan orthoaxial de l'outil (frottement en dépouille). Cette usure réduit de 6° l'angle de dépouille de l'outil (Fig. 6-60-c)).

Dans [ZB-P5], l'usure V_B décroît progressivement de 30 à 0 μm . Cette décroissance s'explique par les variations de $A_{p\text{réel}}$ et le nombre réduit d'essais pratiqués avec ces valeurs de A_p .

La partie P4 n'est pas affectée par l'endommagement de l'outil.

La face de coupe (Fig. 6-59-a) est affectée sur une surface totale 100 μm x 50 μm correspondant aux zones ZA, ZB et aux parties P1, P2. Les analyses sont:

- [ZA-P1] : plan dont le profil mesuré (dans le plan orthoaxial) montre une pente régulière de -3.5° diminuant l'angle de coupe effectif sur l'outil usé (Fig. 6-60-c)),
- [ZB-P1]: variation progressive faisant la transition de la zone ZA vers la partie non usée de l'outil zone ZC,
- [ZA-P2] l'usure se manifeste par des dégradations locales de la face de coupe. Le substrat perd de son intégrité. Des petits cratères (ordre de grandeur de plusieurs grains de WC du substrat) apparaissent sur la surface avec une densité croissante en se rapprochant de la partie P1. Les stries d'affûtage sont estompées. C'est caractéristique du frottement. Il n'y a pas d'adhésions sur la face de coupe,
- Partie 3 : pas de signe d'endommagement.

L'arête en bout d'outil est légèrement émoussée. Le bec outil est moins vif mais non rompu, bien que le bec soit droit et non renforcé. C'est le premier outil de l'étude qui conserve une géométrie de bec aiguë non ébréchée après utilisation dans l'acier 316L. Le bec droit est renforcé par la géométrie choisie de l'outil (angle de coupe latéral et en bout nul). Les angles de taillant de la fraise demi-lune sont élevés (proche de 90°) aussi bien sur le listel (angle de dépouille de 8°) que sur l'arête en bout (absence d'angle d'hélice et de dépouille), donnant ainsi un bec d'outil robuste. Il ne semble donc pas nécessaire pour améliorer la tenue en service de l'outil de renforcer le bec (par un rayon). Cela permet la réaliser des angles droit sur le design des micro-géométries des pièces.

La vue en bout de l'outil (Fig. 6-60-d)) présente de nombreuses et épaisses adhésions d'acier 316 L réparties sur l'arête de coupe en bout. La zone affectée radialement s'étend sur une distance de 100 μm en partant de la périphérie de l'outil. Trois secteurs angulaire (Zone I, Zone II, Zone III) sont identifiés. Les adhésions sont de hauteur mesurées :

- dans Zone I : 10 μm vers le bec de l'outil,
- dans Zone II : 2 à 3 μm avec des pics à 5 μm ,
- dans Zone III : < 1 μm

Sur le reste de la face, les adhésions de couleur blanche sont visibles mais ne dépassent pas 1 μm de hauteur.

Les adhésions s'orientent tangentiellement à la rotation de l'outil et forment une « queue de comète » s'effilant de 100 à 25 μm de large.

L'analyse de l'effort FZ (§ 6.5.3.1) a montré la présence d'un 2^{ème} pic d'effort en FZ (Fig. 6-49). Une explication avancée est l'existence d'un second point de contact, situé sur la face en bout de l'outil, et distant de 133° du bec outil. Le positionnement de ce point sur la Fig. 6-60-d correspond approximativement au milieu de la zone III. En ce point, les adhésions sont plus hautes ($> 2 \mu\text{m}$) et la face en bout de l'outil semble avoir appuyé sur la matière. Cela renforce l'hypothèse énoncée d'un talonnement en bout de l'outil.

6.5.4. Conclusions

La géométrie de coupe de la fraise « demi-lune » est fonctionnelle dans l'acier 316L. L'outil de D0.5 est très résistant à la charge. En fraisage épaulé à $A_e = D/2$ et en rainurage, il supporte facilement un engagement axial de 100 μm . La fraise demi-lune est déséquilibrée dynamiquement (lors de sa rotation) et de moment quadratique variable en fonction de la direction considérée. Les manifestations de ces déséquilibres n'ont pas été observées lors des essais.

L'usinage de laiton préalablement à celui de l'acier 316L peut-il être considéré comme une préparation d'arête, rodant et uniformisant l'arête de coupe ? La préparation d'arête (brossage, tribofinition) pour des micro-fraises est techniquement délicate. Si le rodage en usinage s'avère efficace, alors l'optimisation du choix du premier matériau coupé pourrait être une perspective de l'étude.

L'usure de l'outil est très régulière, sans écaillage ni rupture de bec droit. Est-ce en relation avec le renforcement d'arête et de bec du à l'angle de coupe nul, à l'angle d'hélice nul et au fort angle de taillant ? L'angle de coupe initial de 0° pourrait être fixée à -3.5° correspondant à la mesure de l'angle de coupe après utilisation. Cette valeur négative renforcerait encore d'avantage l'angle de taillant de l'arête latérale.

La face en bout non dépouillée talonne. Les efforts axiaux sont très importants. L'étude mériterait d'être poursuivie en cherchant à dépouiller la face en bout, tout en maximisant l'angle de taillant de l'arête en bout. L'analyse détaillée de la flexion de l'outil en travail, permettrait d'orienter le choix.

Plusieurs variantes possibles de la fraise demi-lune sont proposées sur la Fig. 6-61. Le dépouillement de la face en bout peut être réalisé économiquement par des géométries simples.

----- Pour des raisons de confidentialité, cette partie n'est pas diffusée dans son intégralité. -----

Sur ces maquettes 3D, la micro-fraise demi-lune est représentée avec un angle de coupe de 0° . Cet outil est économique à fabriquer. Il est aussi économique à mettre en œuvre car il ne nécessite pas de correction du mal rond. Les avantages avérés de la géométries de coupe optimisée pour l'échelle micro peuvent également être étendue aux outils multi dent, bien que le mal rond reste la difficulté à leur utilisation.

Une perspective de l'étude serait la qualification d'outils à géométrie hybride, performant techniquement mais de réalisation plus délicate. L'arête en bout serait renforcée par un angle d'hélice localement nul voire négatif. Pour éviter la déviation de l'outil, un listel hélicoïdal d'angle d'hélice guiderait l'outil sur les parois usinées. Les faces de coupes resteraient « ouvertes » et leur finition devrait être soignée et tendre vers des états de surface de type « poli-glace ».

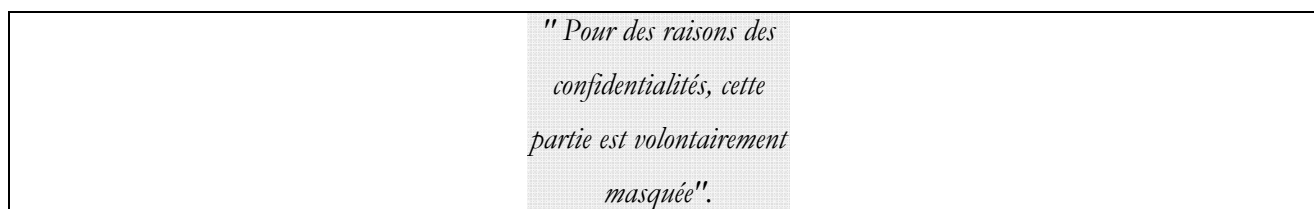


Fig. 6-61 Diverses solutions de dépouille sur la face en bout de la fraise demi-lune

6.6. Conclusion

Ce chapitre permet de confirmer et de valider la caractérisation de l'endommagement de l'outil avec les moyens expérimentaux de mesure d'efforts de coupe et de surveillance des vibrations mesurées sur le fourreau de broche :

- endommagement en bout de l'outil : variation instantanée de F_Z et ($F_{Z\text{moy}}$; $F_{Z\text{min}}$; $F_{Z\text{max}}$),
- écaillage du listel de l'outil corrélé avec :
 - l'évolution de ($F_{Y\text{moy}}$; $F_{Y\text{max}}$),
 - l'évolution de l'amplitude des modes de vibration propres identifiés (suivi accélérométrique).

L'analyse des états de surface résultant de la coupe avec un outil endommagé en bout met en évidence :

- le changement du mode de coupe, alternant entre cutting et ploughing. Lorsque les sections coupées sont faibles, le changement de mode de coupe est peut être une des causes de la rupture intempestive des micro-fraises,
- la flexion / déviation de la micro-fraise.

La micro-fraise subit l'endommagement lié au processus d'usure connu à l'échelle macro, mais aussi lié au mode de coupe favorisant les adhésions sur l'outil. L'outil tournant à haute fréquence, il est envisageable qu'il subisse des cycles de fatigue lors de ses flexions / déviations ou lors des refus de coupe. Les essais de coupe ont montrés que lorsqu'il y a endommagement de l'outil par écaillage ou rupture du bec, l'arête de coupe se reconstruit de façon stable après quelques oscillations, avec le matériau coupé. L'endommagement de l'outil n'est pas immédiat, mais peu de temps après des événements assignables, d'où l'importance de l'historique de l'utilisation outil (rupture prématurée non prévisible). La sensibilité du changement de phase est liée à la variation d'altitude de travail induit. Cela étant préjudiciable à la tenue en service et la maîtrise dimensionnelle de la pièce usinée. Une recommandation pourrait être de rester le plus possible à altitude Z constante, quitte à dégager l'outil dans le plan d'avance.

Ces analyses mériteraient des développements spécifiques et des essais de reproductibilité.

La géométrie de coupe du « micro-outil idéal » possède les caractéristiques développées et optimisées dans cette étude :

- bénéfice de la finition poli-glacée des surfaces outil aux interfaces copeau (et bout d'outil),
- bénéfice de l'orientation des stries d'affûtage dans la direction d'écoulement du copeau,
- bénéfice d'une fine micro-géométrie d'arête et d'une acuité d'arête réduite,

- validation fonctionnelle de l'angle de coupe négatif de l'outil en main,
- amélioration de la tenue à l'écaillage du listel pour un angle de taillant renforcé,
- bénéfice du renforcement de l'angle de taillant de l'outil en bout améliorant la tenue en service du bec (avec une face de coupe plane en bout d'outil sans angle d'hélice),
- bénéfice du renforcement de bec outil par variante rayonnée dans le cas d'outil ayant un angle d'hélice.

Dans le prolongement des résultats obtenus, les campagnes d'essais permettraient de caractériser :

- la géométrie de la face en bout dépouillé (diminuer FZ sur demi-lune)
- la compréhension des modes de vibration dominants n°3 et n°4 identifiés lors du suivi accélérométrique en usinage,
- la rupture d'arête sur le listel lors de l'engagement outil dans matière, mais qui ne se produit jamais en cours de passe.

Pour la coupe micro, l'emploi d'une fraise mono-dent semble avantageux par rapport à la fraise multi-dents :

- absence d'effets « boule de neige » sur l'endommagement lorsqu'une dent se rompt,
- stabilité des efforts de coupe et du mode de coupe donnant des états de surfaces homogènes,
- durée de vie deux fois plus grande (exprimée en longueur coupée par dent),
- absence de réglage du au mal rond lors de la mise en œuvre.

La micro-fraise à deux dents, à fortiori à une dent, n'est pas équilibrée dynamiquement. L'influence du déséquilibre dynamique de l'outil tournant à haute fréquence de rotation sur la (micro) coupe pourrait être une perspective d'étude pour le micro-fraisage. Cependant la faible productivité d'un outil mono-dent pose la question de l'opération de fraisage réalisée. Le tréflage appliquée à l'échelle micro pourrait être un prolongement de l'étude.

Pour compléter les analyses menées, d'autres essais permettraient :

- de comparer en usinage les micro-fraises de la concurrence (par exemple, les fraises à denture renforcée),
- sur des sections d'outil (réalisée par électroérosion à fil) :
 - de mesurer des gouges et angles réels,
 - d'effectuer des micrographies sur les substrats et nuances de carbure micro-grain de l'outil usiné,
- d'analyser de l'influence du diamètre de queue de l'outil sur la réponse modale du système broche / porte-outil / outil.

Dans la littérature, les différents travaux ne traitent pas de la surveillance des efforts axiaux, et se limitent à suivre l'évolution de l'effort de coupe résultant du type F_{res_moy} . L'exploitation de ces efforts axiaux FZ nécessite des équipements de caractérisations onéreux et une chaîne d'acquisition plus conséquente (dynamomètre et amplificateur de charge multivoies). Cet investissement permet de mesurer efficacement l'endommagement de l'outil en bout, particulièrement lors d'opérations de micro-fraisage où la valeur de A_p est de quelques dizaines de microns.

Références

ADAMS, D. P., M. J. VASILE, ET AL. (2001). "MICROMILLING OF METAL ALLOYS WITH FOCUSED ION BEAM-FABRICATED TOOLS." *PRECISION ENGINEERING* **25**(2): 107-113.

BISSACCO, G., H. N. HANSEN, ET AL. (2005). "MICROMILLING OF HARDENED TOOL STEEL FOR MOULD MAKING APPLICATIONS." *JOURNAL OF MATERIALS PROCESSING TECHNOLOGY* **167**.

BISSACCO, G., H. N. HANSEN, ET AL. (2008). "MODELLING THE CUTTING EDGE RADIUS SIZE EFFECT FOR FORCE PREDICTION IN MICRO MILLING." *CIRP ANNALS - MANUFACTURING TECHNOLOGY* **57**(1): 113-116.

DEBONGNIE, J.-F. (2006). *USINAGE*, EDITIONS DU CEFAL.

FANG, F., H. WU, ET AL. (2003). "TOOL GEOMETRY STUDY IN MICROMACHINING." *JOURNAL OF MICROMECHANICS AND MICROENGINEERING* **13**(5): 726.

FRIEDRICH, C. R., P. J. COANE, ET AL. (1997). "MICROMILLING DEVELOPMENT AND APPLICATIONS FOR MICROFABRICATION." *MICROELECTRONIC ENGINEERING* **35**(1-4): 367-372.

PARK, S. S. AND M. MALEKIAN (2009). "MECHANISTIC MODELING AND ACCURATE MEASUREMENT OF MICRO END MILLING FORCES." *CIRP ANNALS - MANUFACTURING TECHNOLOGY* **58**(1): 49-52.

RECH, J. (2002). "CONTRIBUTION A LA COMPREHENSION DES MODES D'ACTIONS TRIBOLOGIQUES ET THERMIQUES DES REVETEMENTS EN USINAGE."

SECO TOOLS LES INOXYDABLES: FICHE TECHNIQUE.

SUZUKI, H., T. MORIWAKI, ET AL. (2007). "PRECISION CUTTING OF ASPHERICAL CERAMIC MOLDS WITH MICRO PCD MILLING TOOL." *CIRP ANNALS - MANUFACTURING TECHNOLOGY* **56**(1): 131-134.

VASILE, M. J., R. NASSAR, ET AL. (1999). "MICROFABRICATION TECHNIQUES USING FOCUSED ION BEAMS AND EMERGENT APPLICATIONS." *MICRON* **30**(3): 235-244.

CONCLUSION

Conclusion

La démarche mise en œuvre dans cette étude a montrée que l'application de la simple règle de proportionnalité appliquée au fraisage macro pour faire du micro-fraisage n'était pas valable.

Ces travaux permettent d'avancer sur la compréhension de phénoménologie de la coupe en micro-fraisage, et identifient les contraintes technologiques pour une optimisation et une prise en compte dans les modèles. Les performances du micro-fraisage pourront être optimisées.

Le transfert des résultats sur la coupe micro à d'autres techniques d'usinage (Fig. C-1), peut être influencées par des différences au niveau du:

- le talonnage de l'outil sur la face en dépouille du à :
 - retour élastique du matériau pièce,
 - angle de dépouille en travail évolutif en fraisage (trajectoire trochoïdale),
- l'engagement du bec outil lors de la flexion sous charge.

La spécificité du micro-fraisage est en plus liée à la variation de l'épaisseur coupée (induisant inévitablement de la coupe en mode ploughing) et aux nombreux phénomènes vibratoires inhérents au fraisage et au petit diamètre de l'outil (fréquence broche)

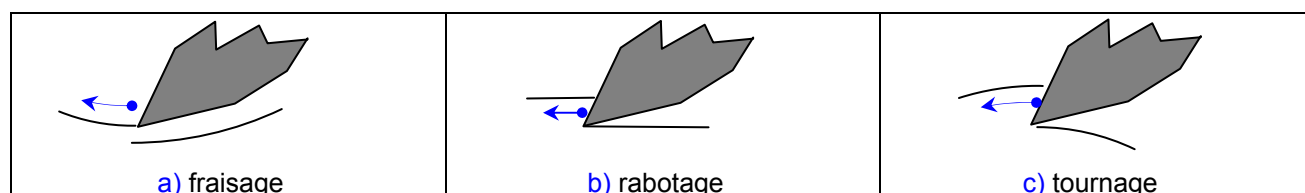


Fig. C-1 surface usinée et trajectoire du bec outil en fonction du procédé de micro-usinage

Concernant la notion d'effet du rayon d'arête, plusieurs remarques personnelles peuvent être formulées. L'arête est souvent modélisée en 2D par un rayon parfait, dans un plan perpendiculaire à l'axe de rotation de la micro-fraise. Mais dans quel plan 2D faut-il mesurer cette géométrie 3D ? En quel point de l'arête ? Quid de l'angle d'hélice et de la variation de la micro-géométrie de l'arête ? Les résultats des mesures sont rarement tolérancés (incertitudes). L'arête neuve n'est jamais un rayon mais plus souvent un plat, un chanfrein, une surface quelconque. L'usure connue à l'échelle macro fait évoluer la géométrie tranchante de l'outil avec un plat sur la face de dépouille. Mais les modélisations sont toujours des rayons parfaits.

Pour les outils fournis, une certaine variabilité est observée. La répétabilité et la capabilité du processus de taillage produisent des outils identiques mais légèrement différents. Le stockage, le

transport et la manipulation de l'outil peuvent localement endommager l'arête. Pour une même référence outil, cela peut entraîner des dispersions. Une analyse statistique des résultats pour une même référence outil est donc nécessaire, ainsi qu'une réflexion sur la logistique, au sens large, de la micro-fraise.

L'utilisation industrielle de matériau biocompatible, comme l'acier 316L, est croissante. La réalisation de micro-usinage reste une problématique car l'usinabilité à l'échelle micro n'est pas améliorée. Les faibles volumes d'acier utilisés ne laissent pas à penser que leur optimisation pour le micro-usinage soit d'actualité.

L'obtention du produit semi-fini crée des modifications microstructurales et des contraintes non isotropes, qui, à l'échelle des micro-pièces, se révèlent une source de variabilité (endommagement outil) et au final de non qualité. Le choix du format du brut (plaques, barres ou estampages) est une problématique.

Les travaux menés avec une machine industrielle n'ont pas été facilités, mais avec du recul, la caricature des défauts oblige à les caractériser et finalement de les analyser pour y remédier.

L'approche globale du processus est primordiale. La nécessité d'être précis à l'échelle de quelques microns mais en évidence l'omniprésence des effets d'échelle. Il faut aborder l'usinage avec un œil nouveau.

De nombreuses perspectives prolongent ces travaux. La surveillance des paramètres d'usinage de façon intégrée, en autres les vibrations et les températures (porte-outil, fluide de coupe), permet de se rapprocher de la notion de machine CN auto-adaptative et de micro-fraiseuses ultraperformante. La mise en position des outils vis-à-vis de la broche nécessite, systématiquement, une intervention du micro-usineur. Une solution rapide pour mettre en œuvre les micro-fraises travaillant avec de très faibles avances, est la notion de fraise mono dent. La mesure dynamique des jauges des micro-fraises est à privilégier avec une tangence en efforts, qui à terme, peut se faire sur un matériau martyr sur une petite cellule de force. La faible profondeur de passe axiale, imposant un travail en bout avec un bec outil intègre, peut alors être assurée avec une mesure des efforts axiaux, ce qui est une originalité de cette étude.

Suite aux innovations apportées dans l'étude sur les géométries de coupe des micro-fraises, un aboutissement de ces travaux est la mise en place, d'abord dans l'acceptation de l'idée, puis dans la mise

en place réelle, d'une structure R&D chez le partenaire fournisseur d'outil. Connaissant le conservatisme de nos voisins Suisse, c'est une belle avancée !

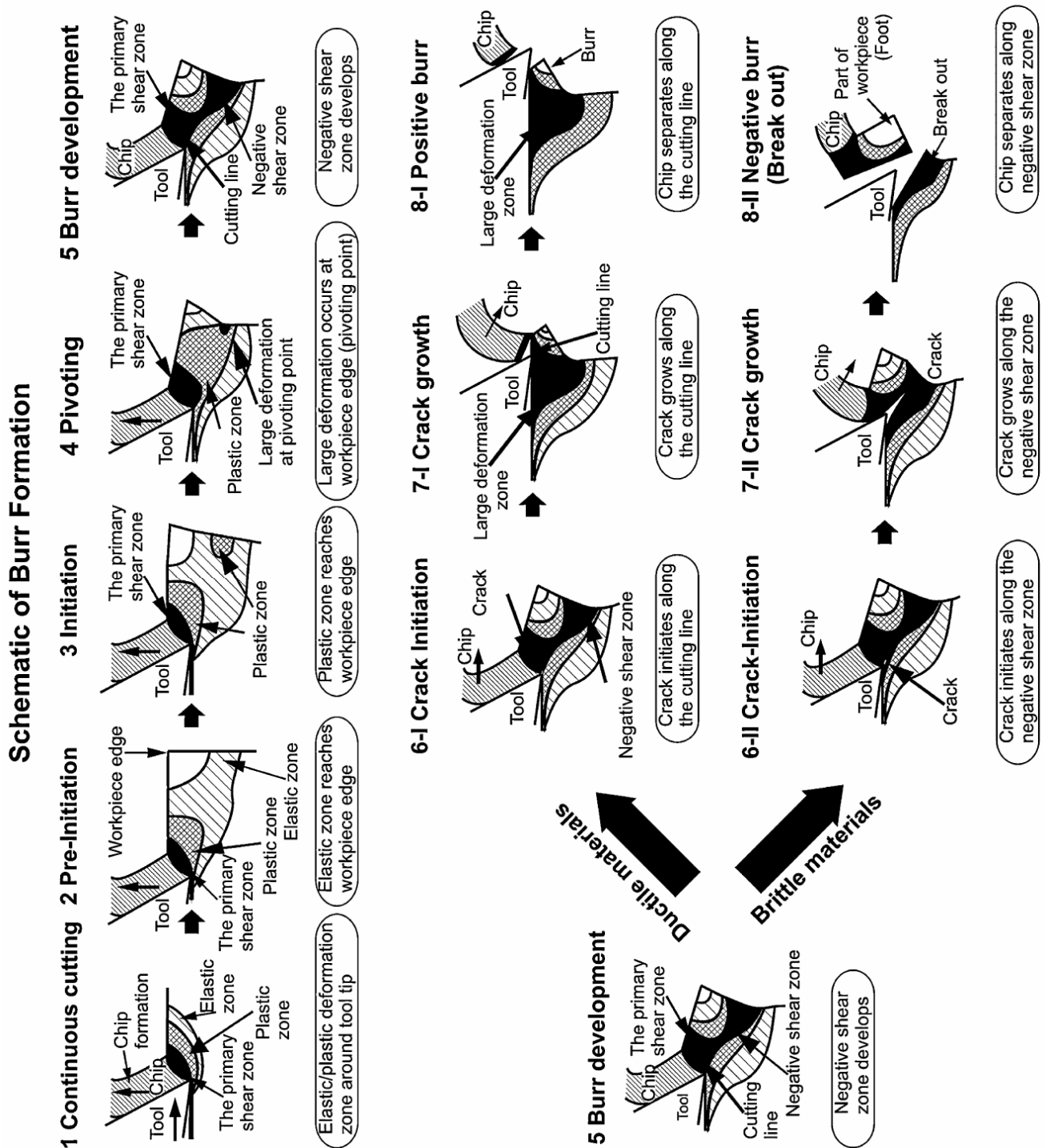
Bien au-delà du simple cadre de l'étude, les retombées de ce travail sont nombreuses. Toute une dynamique est maintenant mise en place, et aussi bien dans les laboratoires que chez les industriels. L'innovation est ouverte pour d'autres échelles à qui s'intéressent à tout ou partie des nouvelles possibilités mises en avant avec les travaux sur le micro-fraisage. Bien que confidentiel, les réalisations des micro-pièces permet augmentent nécessairement le niveau de qualité qui peut devenir un standard pour les macro-pièces. C'est un gain de productivité, et un gain scientifique, qui, comme une réaction en chaîne, fait progresser les connaissances. La simple problématique de la mesure de l'acuité d'arête en est un exemple. Parmi de nombreuses solutions testées, la mesure en microscopie confocale est devenue un standard et permet des projets collaboratifs.

Le fait de parler micro-usinage suscite l'intérêt de nombreux industriels. Les possibilités de caractériser expérimentalement et de mettre en œuvre scientifiquement des démarches font émerger des projets innovants comme le micro-fraisage avec un outil en diamant naturel dans des matériaux jusque là inusinables à des échelles micrométriques. Le micro-fraisage est alors une technique de la fabrication hybride de nouveaux produits, intervenant comme le dernier maillon d'un processus de fabrication soustractif / additif / soustractif.

L'avenir est prometteur, car en y regardant bien, faire petit et précis permet de faire, en gros (macro), mieux et moins cher.

ANNEXES

A1-1. Processus détaillé de la formation de la bavure
(Gillespie and Blotter 1976; Aurich, Dornfeld et al. 2009)



A1-2. Caractérisation de la bavure (Schäfer 1975)

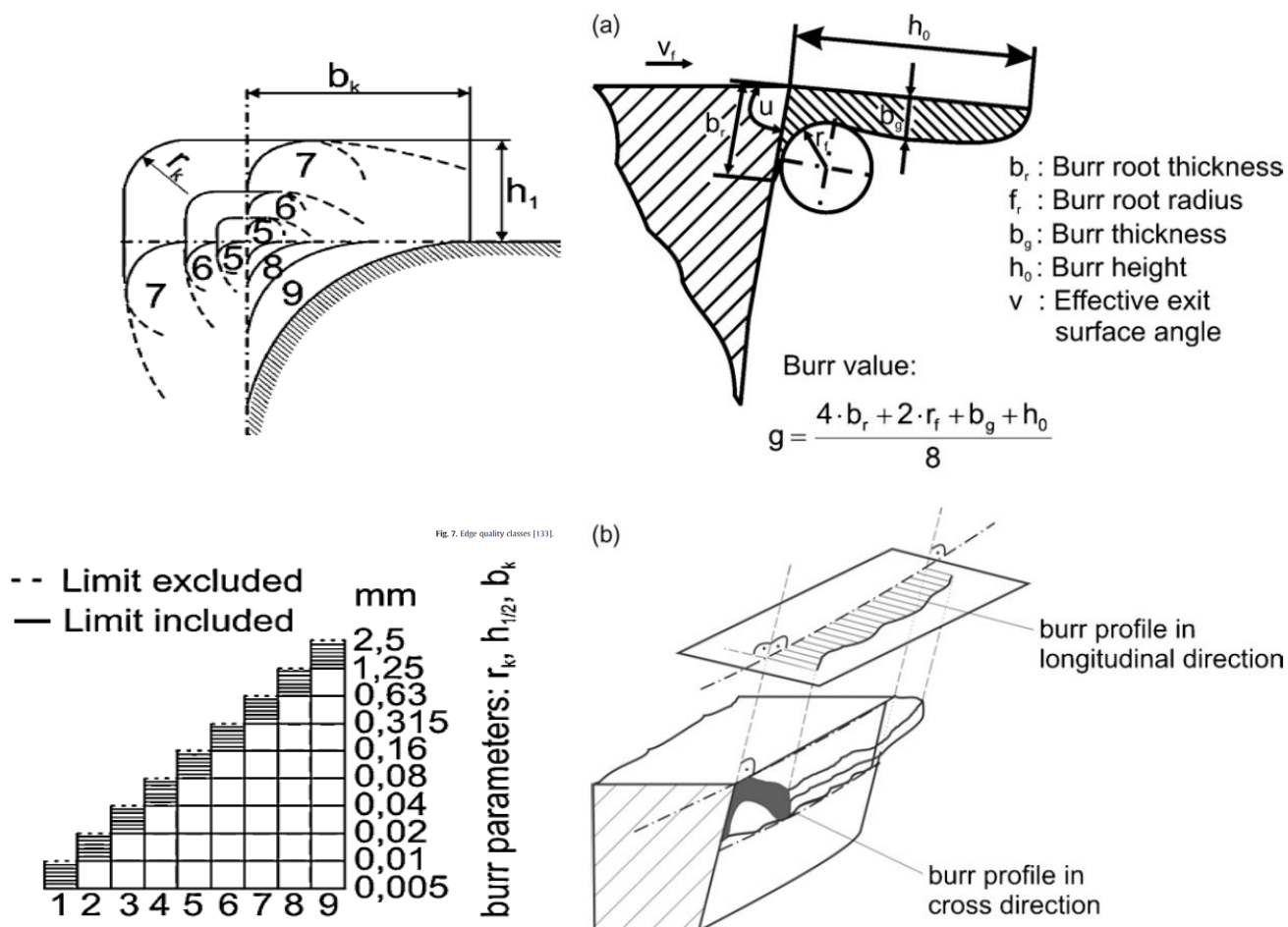


Fig. 5. Measurement values of a burr [133].

A1-3. Logiciel CAM (Bissey 2005)

a) b) c) écrans de paramétrage , d) menu de résultats, e) exemple de résultat

a) Paramètres OUTIL

Outil: Type d'outil: Cylindrique

Pied de l'outil: [Diagram]

Diagram: [Diagram of tool geometry with labels Ls, Lu, D, As, Z, Ld]

Paramètres:

- Diamètre: D (mm): 3.0
- Nombre de dents: Z: 2
- Angle d'hélice: λ_s (°): 30
- Angle de coupe: γ (°): 10
- Longueur utile de coupe: Lu (mm): 5.0
- Longueur de sortie: Ls (mm): 15
- Rayon de la partie rayonnée: reps (mm): 0
- Rayon d'appui des arêtes frontales: rc (mm): 0
- Angle du cône: ksi (°): 0
- Défaut d'excentricité (mm): 0

Détermination de l'arête:

- Matériau outil: Groupe: ARS, Matériau: P (ISO)
- Revêtement: Type de revêtement: Monocouche, Multicouche, Gradient, Sans. Revêtement: TiN, TiC, TiCN, AlN, Al2O3, CrN, PCD. Substrat: Titane-aluminium
- Préparation d'arête: Type d'arête: [Diagram]. Arête vive, Rayon, Chanfrein. Double chanfrein, Rayon + chanfrein.

c) Paramètres MATIERE

Choix du matériau usiné:

- Groupe de matériaux: [List: N ISO Aciers inoxydables, K ISO Forges, N ISO Non ferreux, S ISO Allages réfractaires, H ISO Métaux trempés]
- Norme: Toutes les normes
- Chercher matériau

Sous-groupe de matériaux: [List: Acier allié, Acier au carbone non allié, Acier de construction et de cémentation, Acier doux magnétique, Acier fondente, Acier pour les moules, Acier pour travail à chaud, Acier pour travail à froid]

Désignation matériau: 1.2343

Informations: [Table with material properties]

b) Paramètres OPERATION

Opération: [Diagram]

Opération d'usinage: [List: Raisage, Épau]

Sens: [List: En avant, En arrière]

Diagram: [Diagram of operation with labels ap, ae, ψ]

Paramètres:

- ap (mm): 1.0
- ae (mm): 0.5
- Angle d'inclinaison: ψ (°): 0
- Angle de dérapage: ψ (°): 0
- Fréquence de rotation: N (tr/min): 2652.51
- Avance par dent: fz (mm/tr/dent): 0.06701

d) Menu Résultats

- Efforts de coupe - Repère pièce
- Efforts de coupe - Repère outil
- Moments et Puissance
- Epaisseur de coupe

Enregistrer les résultats (Excel (R))

e) Résultats

Efforts de coupe - Repère pièce

Graph: [Line graph showing cutting forces Fx, Fy, Fz over angular position]

Diagram: [Diagram of tool and workpiece with labels]

Références

AURICH, J. C., D. DORNFELD, ET AL. (2009). BURRS—ANALYSIS, CONTROL AND REMOVAL.

BISSEY, S. (2005). DEVELOPPEMENT D'UN MODELE D'EFFORTS DE COUPE APPLICABLE A DES FAMILLES D'OUTILS : CAS DU FRAISAGE DES ACIERS RAITES THERMIQUEMENT., ECOLE NATIONALE SUPERIEURE D'ARTS ET METIERS.

GILLESPIE, L. AND P. BLOTTER (1976). "THE FORMATION AND PROPERTIES OF MACHINING BURRS." TRANSACTIONS OF ASME JOURNAL OF ENGINEERS FOR INDUSTRY (98): 66-74.

SCHÄFER, F. (1975). "ENTGRATEN, KRAUSSKOPFVERLAG, MAINZ."

A2-1. Fiche de coulée pour la nuance HM

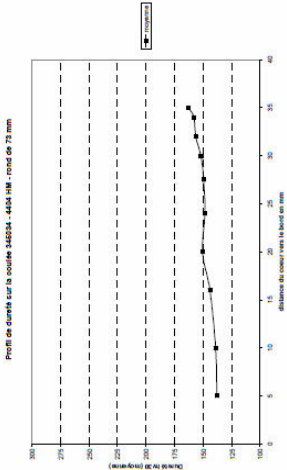
Fiche de coulée

Section usinabilité
Modifiée le 13 juillet 2004

Nuance: 15XM 7A 4404 UGIMA	N° de coulée: 345034	Diamètre : 73 mm BCC 313
T° de sortie de laminage: 997°C T° limite admissible: 910°C		
Suivi de la coulée : RAS		

Analyse chimique :					Caractéristiques mécaniques:		
Analyse	Certificat	C.R.U.	Moyenne des coulées (2003)		Essai de traction	Coulée	Moyenne de nos coulées
Mn	1.294	1.287	1.263		Rm (MPa)	546	
Si	0.503	0.466	0.487		Rp 0.2 (MPa)	304	
Ni	11.13	11.19	11.06		A %	61	
Cr	16.59	16.60	16.70		Z %	76	
Mo	2.019	2.036	2.028		Commentaires:		
Nb	0.038	0.037	0.006				
Cu	0.5	0.507	0.496				
C	0.022	0.019	0.024				
N	0.032	0.035	0.03				
S (ppm)	315	320	305				
Al (ppm)	40	30	<20				
Ti (ppm)	20	4	5				

Profil de dureté :



Analyse inclusionnaire :

Composition des Sulfures

Ca	S	Cr	Mn	Ti	Fe	Cr/S
0.28	38.9	7.25	51.8	0.21		0.14

Composition des Oxydes

Type	Al2O3	SiO2	CaO	MnO	MgO	TiO2	Cr2O3	FeO	Nb Ox
1	32.67	26.8	31.8	3.21	1.74	0.58	1.22	1.98	13/13

Essais Usinabilité:

1-Tournage-Décolletage

Opération			Résultats de la coulée			Moyenne nuance	
Tournage	Essai	Vb15	Vitesse	Avance	ap	Vitesse	Avance
			260	0.25	1.5		ap

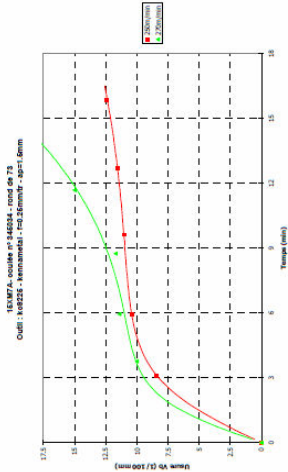
Graphes Vb15/0.15 :

Plaquette d'essai:

Kennametal Kc9225

CNMG 120408-MP

Vb= 260 m/min



Commentaires sur l'essai: (si nécessaire: usures en cratère, copeaux mauvais,...)

A2-2. Fiche de coulée pour la nuance ICH

Fiche Produit

Outil : Seco TM2000 CNMG 120408-MF4

Tournoage : $V_{65/0.15}$

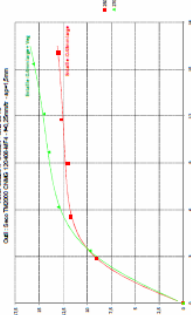
m/min

260

m/min

Outil :

m/min



Commentaires : V_b + entaille. Cop 6.2

Commentaires :

Outil : Seco TM2000 CNMG 120408-MF4

Tournoage : COM

Zone de fractionnement des copeaux (ZFC) à $V_c = 150$ m/min

$Taylor: K = V_c \cdot f^e \cdot a_p^f \cdot T^g$

(V_c en m/min ; f en mm/tr ; a_p en mm ; T en min)

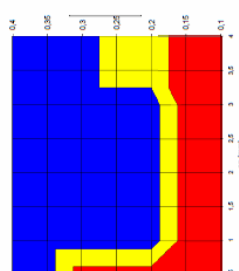
K	e	f	g

Commentaires :

Sigma =

cV =

cT =



15 min

30 min

60 min

Vitesses applicables pour 15, 30 et 60 min de durée de vie d'outil

Commentaires sur le tournoage :

Fiche Produit

Nuance

N° coulée

Diamètre

Traitement thermique

4435 ICH

843024

73 mm

Commentaires :

Analyse chimique

	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	C	Cu	N	Nb	S
Coulée	0.426	1.566	12.53	17.13	2.526	0.021	0.338	0.033	0.015	0.0193
Produit	0.407	1.578	12.58	17.12	2.533	0.021	0.337	0.035	0.015	0.0191

Coulée

Produit

	Ti	Al				Autres
Coulée	0.0040	0.0020				
Produit	0.0040	0.0020				

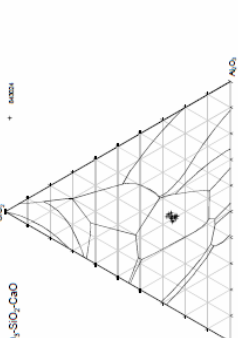
Analyse inclusionnaire

Oxydes	Al ₂ O ₃	SiO ₂	CaO	MnO	MgO	TiO ₂	Cr ₂ O ₃	FeO	nombre
Type 1	33.9 (t)	24.8 (L2)	37.9 (L3)	0.4 (0.2)	1.2 (0.2)	0.3 (0.04)	0.4 (0.1)	0.8 (0.2)	15 / 15

Sulfures	S (g)	Cr (g)	Mn (g)	Ti (g)	Fe (g)	Ca (g)
% massiques	32.71 (0.66)	4.46 (0.3)	61.41 (0.66)	0.22 (0.04)	0.96 (0.33)	0.24 (0.08)

Diagramme ternaire Al₂O₃-SiO₂-CaO

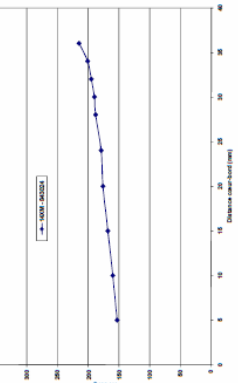
Commentaires : $Cr/S = 0.14$



Caractéristiques mécaniques

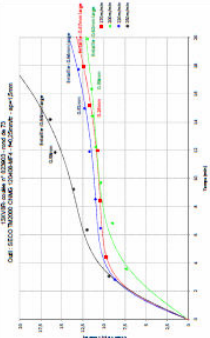
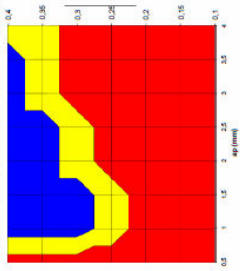
Rm (MPa)	Rp0.2 (MPa)	A (%)	Z (%)
541	322	59	77

Profil de dureté (du cœur vers le bord)



Commentaires :

A2-3. Fiche de coulée pour la nuance ESR

Fiche Produit					
Outil : SECO TM2000 CNMG 120408-MF4					
Tournage : V65/0.15					
240 m/min					
Outil :					
					
Commentaires : Vb + Entaille					
Commentaires :					
Tournage : COM					
Zone de fractionnement des copeaux (ZFC) à Vc = 150 m/min					
Taylor: $K = V_c \cdot f^{0.5} \cdot a_p^{0.7} \cdot T^{0.9}$ (Vc en m/min ; f en mm/tr ; ap en mm ; T en min)					
<table><tr><td>K</td><td>e</td><td>f</td><td>g</td></tr></table>		K	e	f	g
K	e	f	g		
Commentaires :					
Sigma =					
cV =					
cT =					
					
Vitesse applicables pour 15, 30 et 60 min de durée de vie d'outil					
30 min					
60 min					
15 min					
Commentaires sur le tournage :					

Fiche Produit

Nuance

4441 UGIPURE

N° coulée

823903

Diamètre

73 mm

Traitement thermique

Commentaires :

Analyse chimique

	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	C	Cu	N	Nb	S
Coulée	0.517	1.852	14.83	17.59	2.711	0.021	0.176	0.081	0.009	0.0008
Produit	0.493	1.856	14.79	17.58	2.727	0.016	0.174	0.08	0.009	0.0003
	Ti	Al	Autres							
Coulée	0.0020	0.0320								
Produit	0.0030	0.046								

Analyse inclusionnaire

Oxydes	Al ₂ O ₃	SiO ₂	CaO	MnO	MgO	TiO ₂	Cr ₂ O ₃	FeO	nombre
Type 1	37.3 (9)	0.5 (0.3)	56 (0.3)	0.2 (0.1)	1.4 (1.2)	0.3 (0.1)	1.1 (0.7)	3 (1.8)	12 / 15
Sulfures	S (σ)	Cr (σ)	Mn (σ)	Ti (σ)	Fe (σ)	Ca (σ)			
% massiques	-	-	-	-	-	-			

Diagramme ternaire Al₂O₃-SiO₂-CaO

Commentaires : Cr/S =

Caractéristiques mécaniques

Rm (MPa)	Rp0.2 (MPa)	A (%)	Z (%)
621	407	47	81

Profil de dureté (du cœur vers le bord)

100200300400500600

Distance (mm)

100200300400500600

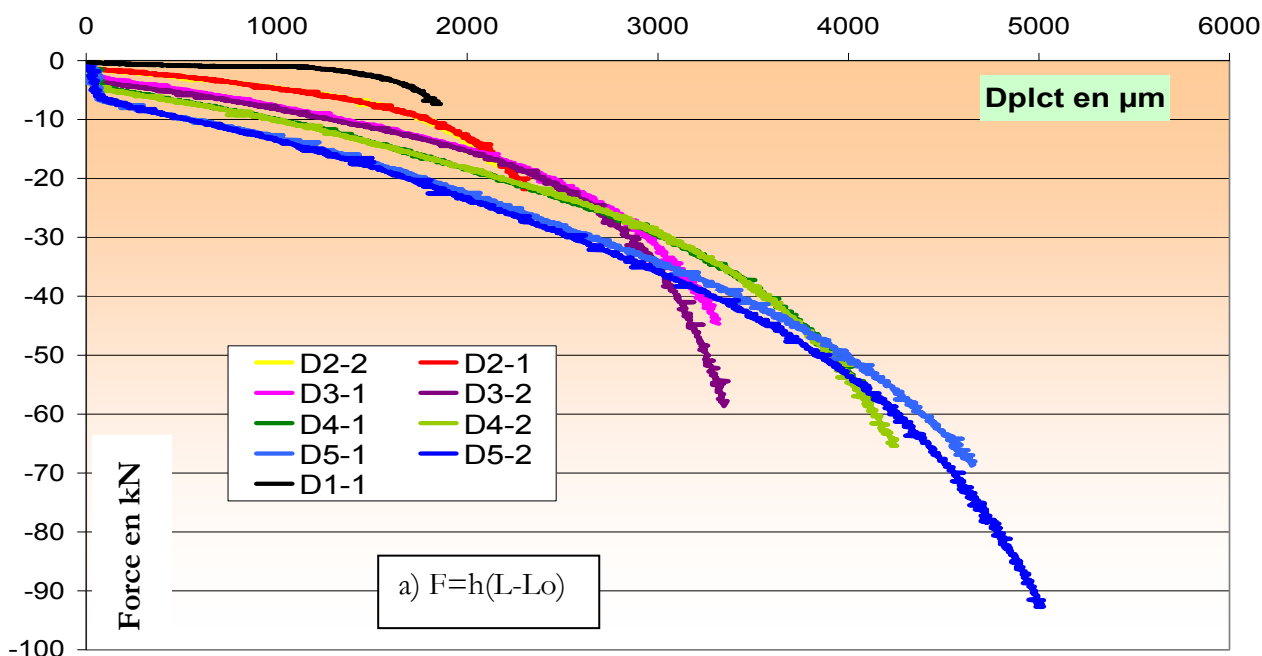
Distance (mm)

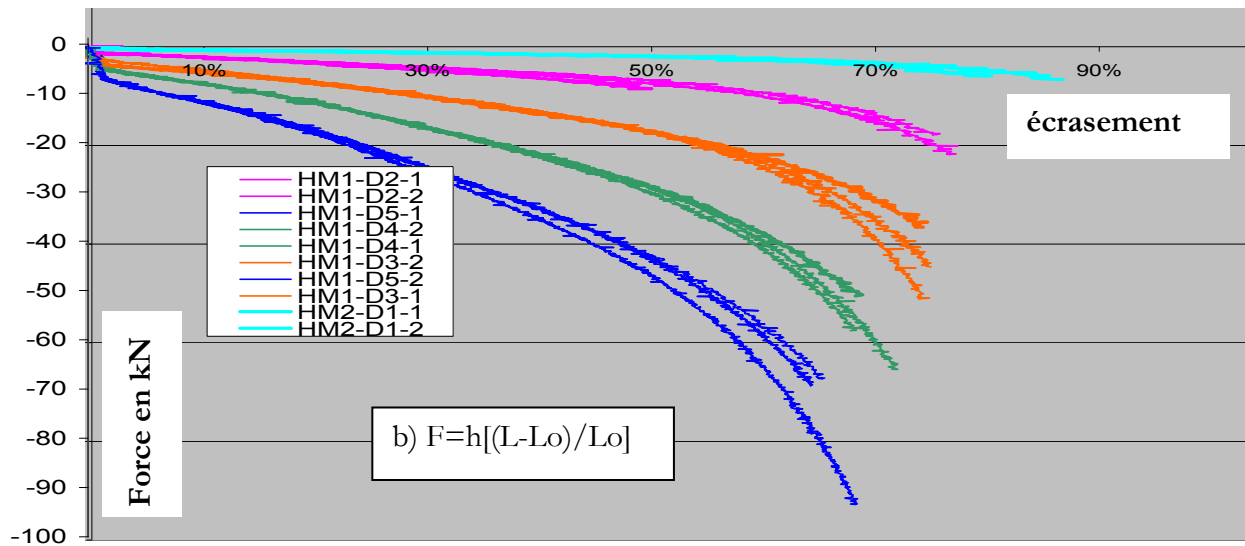
A2-4. Campagne d'essais de compression « écrase-lopin » sur les 3 nuances

n°	diametre initial	hauteur initiale	hauteur finale	Taux de compression
HM1-D5-1	4.89	7.35	2.858	61%
HM1-D5-2	5.04	7.24	2.454	66%
HM2-D5	5	7.5	3.043	59%
HM1-D4-1	4.01	6.03	2.004	67%
HM1-D4-2	3.93	5.91	1.837	69%
HM2-D4	4	6	2.215	63%
HM1-D3-1	3.07	4.43	1.232	72%
HM1-D3-2	2.94	4.4		
HM2-D3	3	4.5	1.461	68%
HM1-D2-1	1.98	3	0.761	75%
HM1-D2-2	1.9	2.866	0.763	73%
HM2-D2	2	3	0.745	75%
HM1-D1	1	2.16	0.35	84%
HM2-D1-1	1	1.5	0.373	75%
HM2-D1-2	1	1.5	0.345	77%

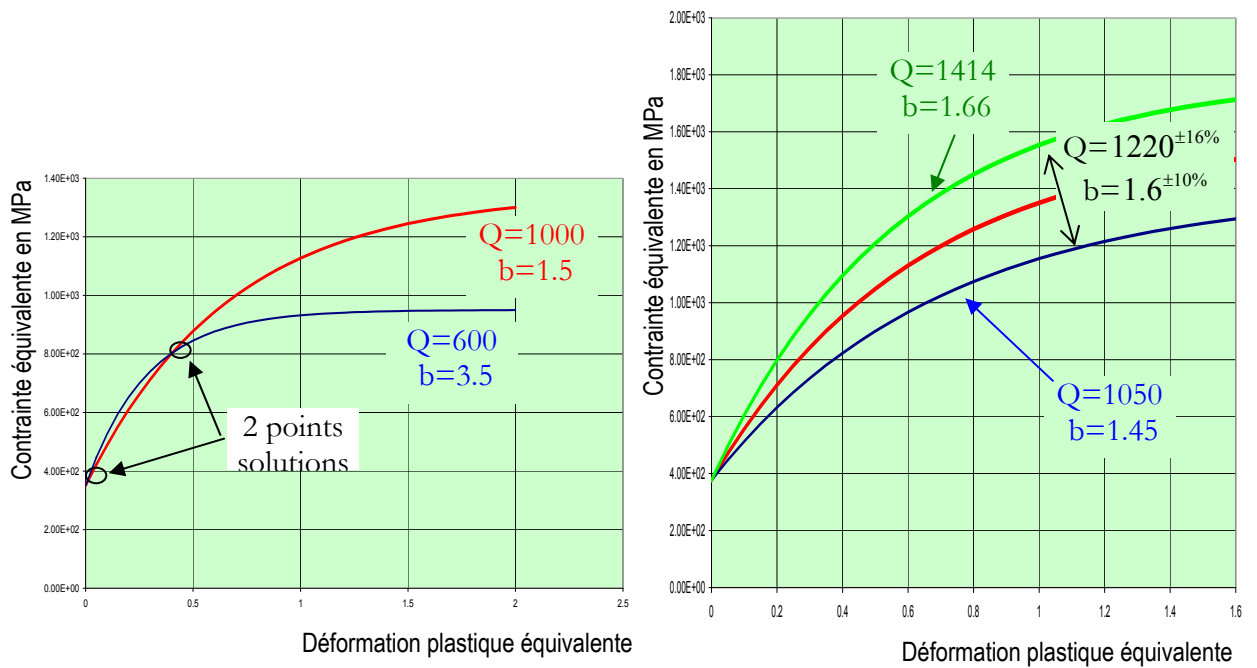
n°	diametre initial	hauteur initiale	hauteur finale	Taux de compression
ESR-D5-1	5	7.5	2.721	64%
ESR-D5-2	5	7.5	2.708	64%
ESR-D4-1	4	6	1.917	68%
ESR-D4-2	4	6	1.938	68%
ESR-D3-1	3	4.5	1.138	75%
ESR-D3-2	3	4.5	1.068	76%
ESR-D2-2	2	3	0.682	77%
ESR-D2-1	2	3	0.682	77%
ESR-D1-2	1	1.57	0.371	76%
ESR-D1-1	1	1.5		100%

n°	diametre initial	hauteur initiale	hauteur finale	Taux de compression
ICH-D5-1	5	7.5	3.46	54%
ICH-D5-2	5	7.5	3.093	59%
ICH-D4-1	4	6	1.988	67%
ICH-D4-2	4.018	6	2.011	66%
ICH-D3-1	3.01	4.46	1.144	74%
ICH-D3-2	3.01	4.5	1.16	74%
ICH-D2-1	2.006	3	0.6	80%
ICH-D2-2	2	3	0.594	80%
ICH-D1-1	1.012	1.511		
ICH-D1-2	1.012	1.492		

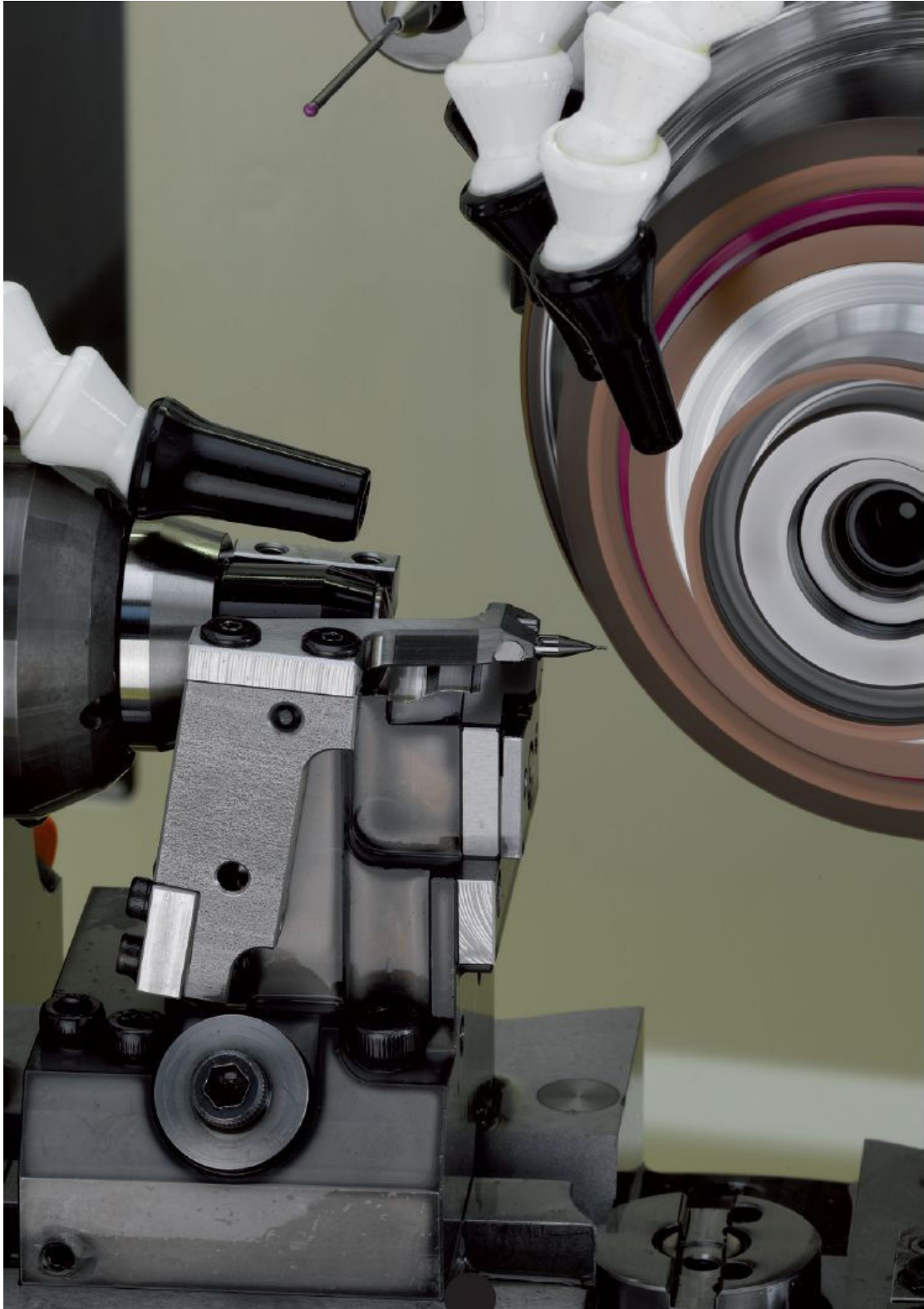
A2-5. Courbes expérimentales des effort / déplacement d'écrasement des lopins HM exprimées en a) $F=h(L-L_0)$, b) $F = h[(L-L_0)/L_0]$ 



A2-6. Courbes rationnelles pour la loi $\bar{\sigma} = 377 + Q \cdot (1 - \exp(-b \cdot \bar{\epsilon}^p))$
($E=200$ GPa, $\nu = 0.285$, $frot=0.00636$ obtenu après identification)



A2-7. Mise en situation du taillage d'une fraise 2 dent D0.5 (source DIXI)

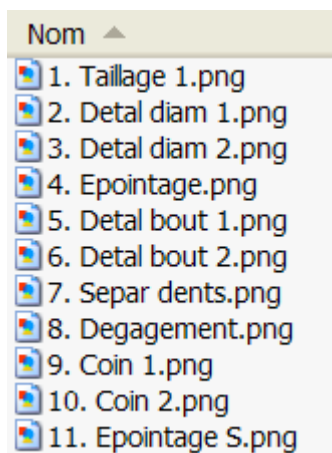


A2-8. Gamme de taillage générique d'une fraise 2 dents

A2-8.0. Introduction

Le logiciel Virtual Grinding permet de construire la gamme d'usinage d'une fraise. Le principe du logiciel est une gamme type, avec des images types. Les opérations sont validées et paramétrées suivant le besoin stipulé sur un dessin de définition. Le programme est généré par cette FAO et téléchargé sur une machine de taillage de type Rollomatic.

La gamme ici proposée est pour une fraise REF 105 en diamètre 2.



Taillage : taillage de la gouge (face de coupe)

Détalonnage listel :

taillage du listel 1^{ere} dépouille

taillage listel 2nd dépouille

Taillage dent en bout (épointage)

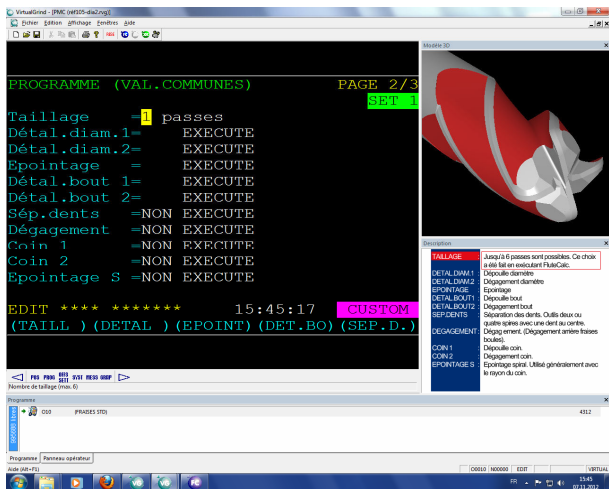
Détalonnage dent en bout

taillage en bout 1^{ere} dépouille

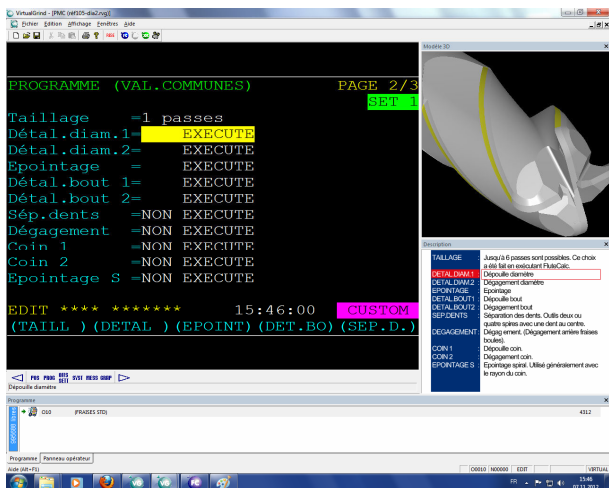
taillage en bout 2nd dépouille

La terminologie appartient au métier. Les copies d'écran montrant la chronologie de la gamme d'usinage de la fraise sont détaillées ci après. Les opérations sont exécutées ou non.

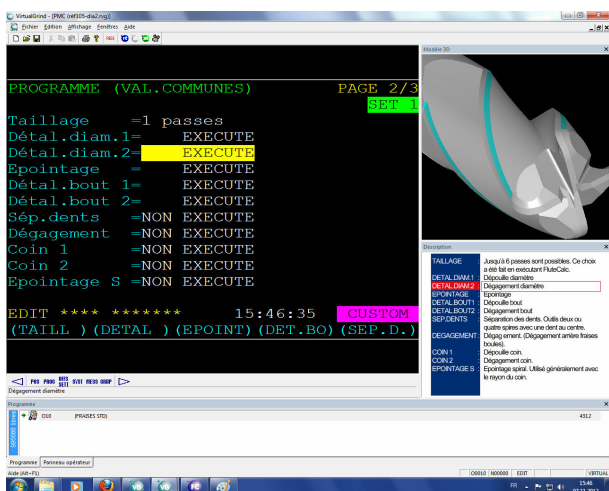
A2-8.1. Taillage



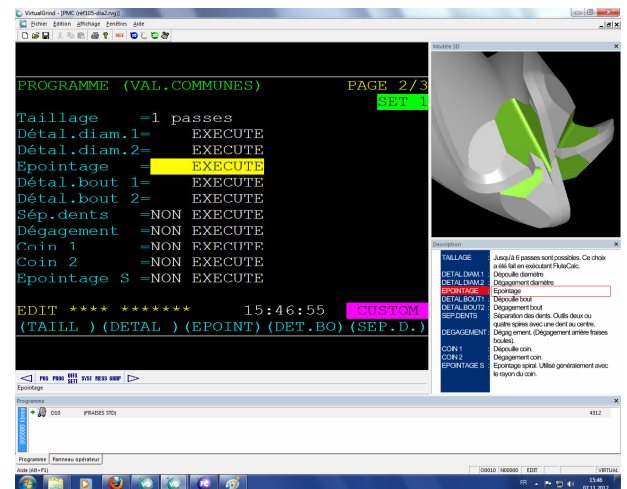
A2-8.2. Détalon nage diamètre 1



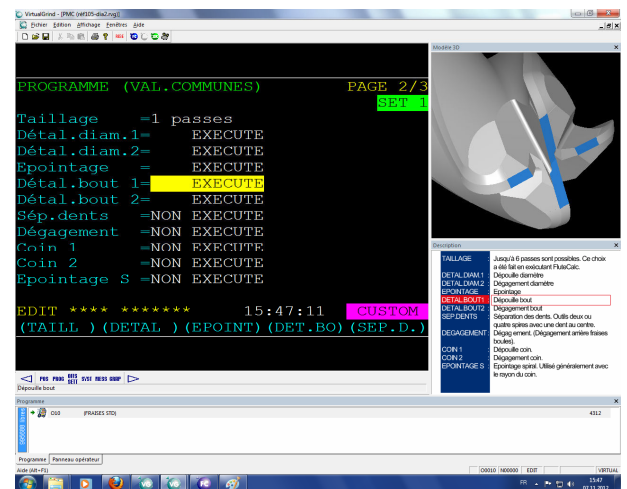
A2-8.3. Détalon nage diamètre 2



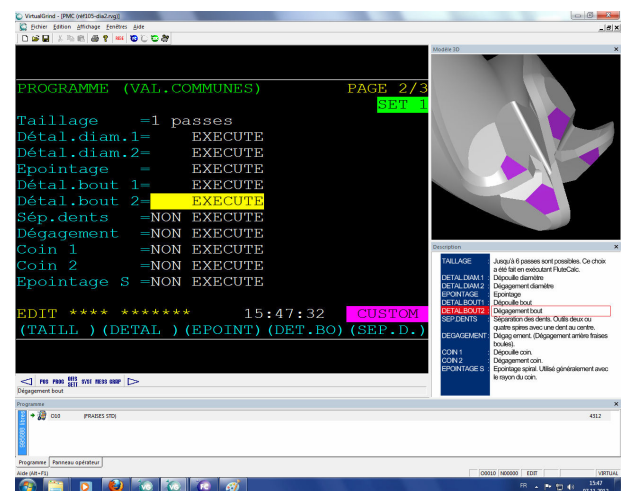
A2-8.4. Époint age



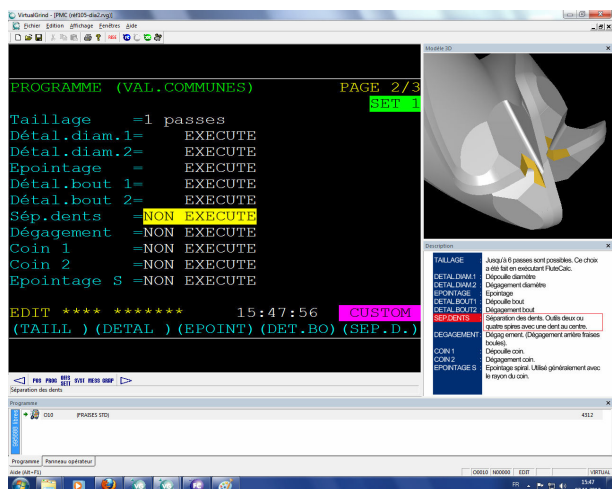
A2-8.5. Détalo nage bout 1



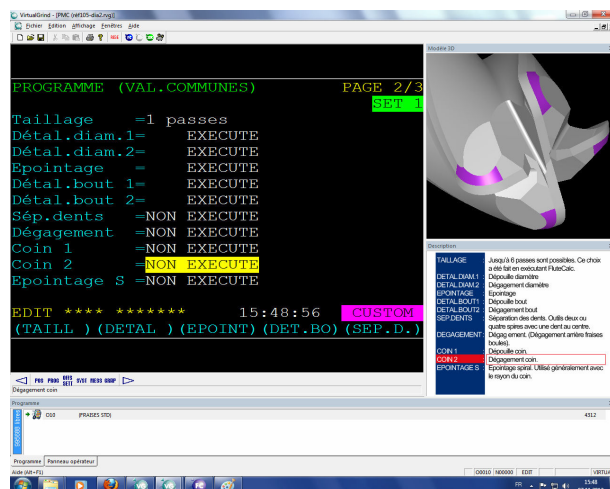
A2-8.6. Détalo nage bout 2



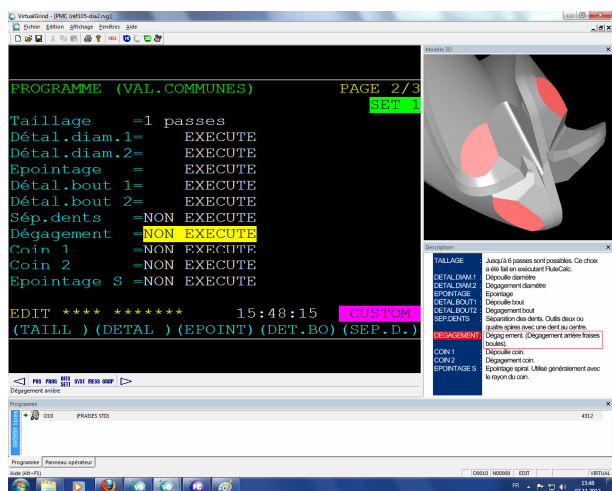
A2-8.7. Séparati on des dents



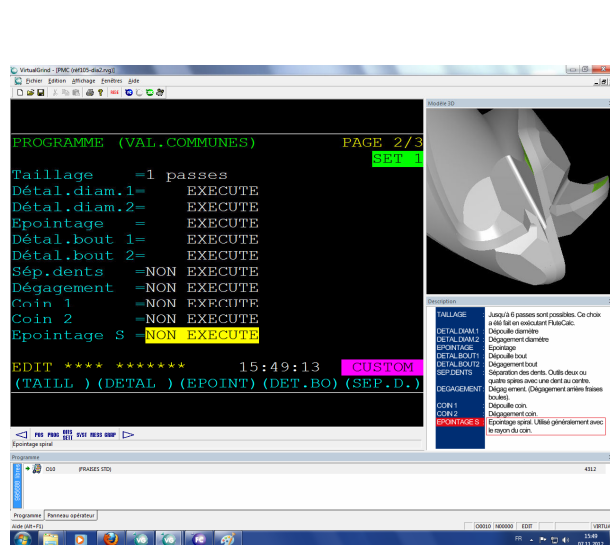
A2-8.10. Coin 2 dent



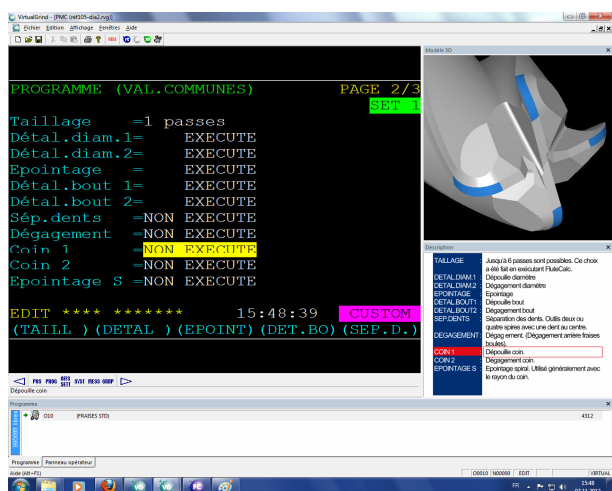
A2-8.8. Dégage ment



A2-8.11. Époin tage en S



A2-8.9. Coin 1 dent



A2-9. Suivi et contrôle de fabrication de la fraise D0.5Z2

Louis BELET SA

FICHE DE CONTRÔLE FRAISES EN BOUT

IQ de référence : Instructions de contrôle pour les fraises en bout

PROD E6 13.07.2006 RON-J

N° OF: 29660 Qté: 55

Laurent Guyout 510SP d0.5x0.5Z2

Contrôles obligatoires à inscrire dès que la machine se stabilise

Contrôle à 100% de la spécialité de la pièce ou si pièce spéciale avec qté inférieure à 20 ou outil standard lancé en fabrication

La dernière pièce fabriquée doit absolument faire partie de l'échantillon contrôlé pour prendre en considération l'état de la machine au moment du contrôle

N°	CARACTERISTIQUES	Travail de nuit			Relance fabrication			Remarques
		1	2	3	1	2	3	
1.1	Long. ébauches (+0.10-0mm)	38.50	39.50	38.50	31	50	31	50
1.2	Angle de la tige	OK	OK	OK	OK	OK	OK	OK
2.1	Diamètre de rectifiage	0.55	0.55	0.55	0.55	0.55	0.55	0.55
2.2	Longueur rectifiage	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65
2.2	Aspect rectifiage	OK	OK	OK	OK	OK	OK	OK
2.3	Angle de sortie	OK	OK	OK	OK	OK	OK	OK
3.1	Etat de surface taillage	OK	OK	OK	OK	OK	OK	OK
3.1	Etat surface affûtage	OK	OK	OK	OK	OK	OK	OK
3.2	Angle d'hélice	30°	30°	30°	30°	30°	30°	30°
3.3	Angle de coupe goujure	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01
3.4	Largeur témoin devant	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01
3.4	Largeur témoin derrière	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01
3.5	Diamètre noyau	0.55	0.55	0.55	0.55	0.55	0.55	0.55
3.6	Diamètre devant	0.55	0.55	0.55	0.55	0.55	0.55	0.55
3.6	Diamètre derrière	0.55	0.55	0.55	0.55	0.55	0.55	0.55
3.7	Angle de dépouille du diamé	10°	10°	10°	10°	10°	10°	10°
3.8	Longueur de taillage	0.6	0.6	0.6	0.6	0.6	0.6	0.6
3.9	Longueur de coupe	0.55	0.55	0.55	0.55	0.55	0.55	0.55
3.10	Angle de coupe	6°	6°	6°	6°	6°	6°	6°
3.11	Témoin frontal	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05
3.12	1ère dépouille	10°	10°	10°	10°	10°	10°	10°
3.12	2ème dépouille	30°	30°	30°	30°	30°	30°	30°
3.13	Croisement 1ère dépouille	10°	10°	10°	10°	10°	10°	10°
3.13	Dent centrale	10°	10°	10°	10°	10°	10°	10°
3.14	Petites dents	0.03	0.03	0.03	0.03	0.03	0.03	0.03
3.14	Creux	10°	10°	10°	10°	10°	10°	10°
3.14	Longueur totale	1.38	1.38	1.38	1.38	1.38	1.38	1.38

Légende : A = pièces acceptées / R = pièces refusées

RESP. PRODUCTION

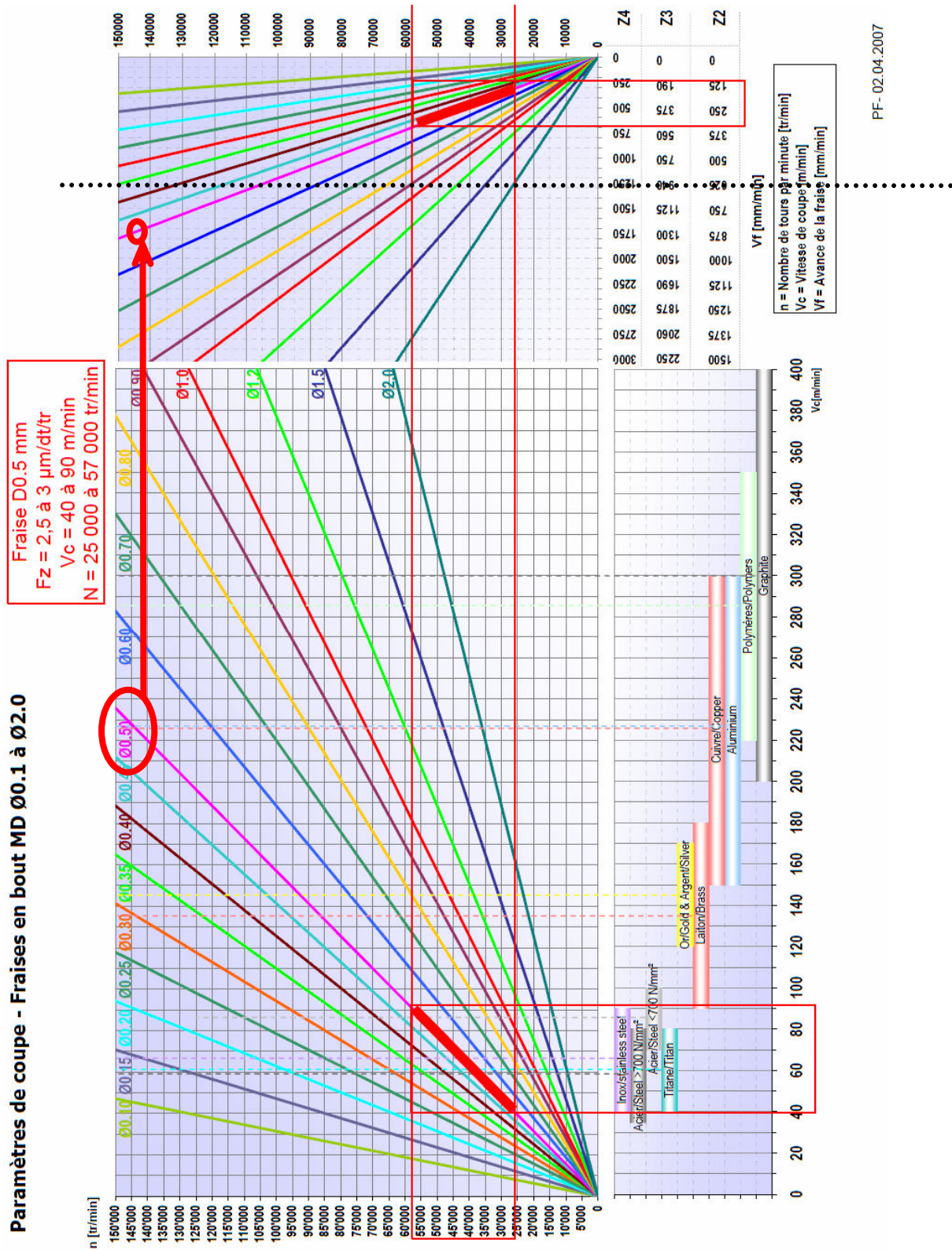
Si refusé, ouvrir fiche non conformité N°

VISA:

CH - 2943 Vendincoeur

Tél. +41 (0) 32 474 04 10 FAX +41 (0) 32 474 45 42

A2-10. Abaque des paramètres de coupe préconisés (source L. Belet SA)
 (d'abord choisir la fraise D0.5Z2 : courbe rose (cerclée ici) , puis le matériau, cela donne $N = 36\ 000$ tr/min (N max) soit $V_c = 50$ m/min, par renvoi, l'avance est pour une Z2 de $F \approx 144$ mm/min soit $F_z \approx 2$ $\mu\text{m}/\text{dt}/\text{tr}$)



PF- 02.04.2007

A2-11. Caractérisation par la méthode de sonde à ultrasons : nuance HM

Caractéristiques éprouvette:		316L 1.44.04 HM																																		
Longueur dans la direction analyse ^(*) (m) 1,5273E-02		masse en (gr)	35,83																																	
		Δm en gr	0,001																																	
<table border="1"> <tr> <td></td> <td>prisme</td> <td></td> </tr> <tr> <td>analyse --> L</td> <td></td> <td>mm</td> </tr> <tr> <td>l</td> <td></td> <td>mm</td> </tr> <tr> <td>h</td> <td></td> <td>mm</td> </tr> <tr> <td></td> <td>=</td> <td></td> </tr> <tr> <td>volume</td> <td>0</td> <td>mm³</td> </tr> </table>			prisme		analyse --> L		mm	l		mm	h		mm		=		volume	0	mm ³	<table border="1"> <tr> <td></td> <td>cyindre</td> <td></td> </tr> <tr> <td>analyse --> H</td> <td>15,273</td> <td>mm</td> </tr> <tr> <td>D</td> <td>19,392</td> <td>mm</td> </tr> <tr> <td></td> <td>=</td> <td></td> </tr> <tr> <td>volume</td> <td>4510,86093</td> <td>mm³</td> </tr> </table>			cyindre		analyse --> H	15,273	mm	D	19,392	mm		=		volume	4510,86093	mm ³
	prisme																																			
analyse --> L		mm																																		
l		mm																																		
h		mm																																		
	=																																			
volume	0	mm ³																																		
	cyindre																																			
analyse --> H	15,273	mm																																		
D	19,392	mm																																		
	=																																			
volume	4510,86093	mm ³																																		
<table border="1"> <tr> <td>ΔL en μm</td> <td>1,00E-05</td> </tr> <tr> <td>Δl en μm</td> <td>1,00E-05</td> </tr> <tr> <td>Δh en μm</td> <td>1,00E-05</td> </tr> </table>		ΔL en μm	1,00E-05	Δl en μm	1,00E-05	Δh en μm	1,00E-05	<table border="1"> <tr> <td>ΔH en μm</td> <td>1,00E-05</td> </tr> <tr> <td>$\Delta \emptyset$ en μm</td> <td>1,00E-05</td> </tr> </table>		ΔH en μm	1,00E-05	$\Delta \emptyset$ en μm	1,00E-05																							
ΔL en μm	1,00E-05																																			
Δl en μm	1,00E-05																																			
Δh en μm	1,00E-05																																			
ΔH en μm	1,00E-05																																			
$\Delta \emptyset$ en μm	1,00E-05																																			
Volume en (mètre^3)		4,51086E-06																																		
Masse Volumique																																				
ρ (kg/m^3)		7943																																		
Mesure du temps à valeurs maxi du lobe de la réponse pour écho1 et écho 2																																				
précision de mesure du temps		Δt en μs	0,1																																	
<table border="1"> <tr> <td colspan="2">sens longitudinal</td> </tr> <tr> <td>tL0 (μs)</td> <td>6,84</td> </tr> <tr> <td>tL1 (μs)</td> <td>12,17</td> </tr> <tr> <td>tL (s)</td> <td>5,330E-06</td> </tr> </table>		sens longitudinal		tL0 (μs)	6,84	tL1 (μs)	12,17	tL (s)	5,330E-06	<table border="1"> <tr> <td colspan="2">sens transversal</td> </tr> <tr> <td>tT0 (μs)</td> <td>12,72</td> </tr> <tr> <td>tT1 (μs)</td> <td>22,52</td> </tr> <tr> <td>tT (s)</td> <td>9,800E-06</td> </tr> </table>		sens transversal		tT0 (μs)	12,72	tT1 (μs)	22,52	tT (s)	9,800E-06																	
sens longitudinal																																				
tL0 (μs)	6,84																																			
tL1 (μs)	12,17																																			
tL (s)	5,330E-06																																			
sens transversal																																				
tT0 (μs)	12,72																																			
tT1 (μs)	22,52																																			
tT (s)	9,800E-06																																			
		bombé du 1er écho bombé du 2ieme écho																																		
Détermination masse volumique et vitesse de propagation																																				
<table border="1"> <tr> <td colspan="2">sens longitudinal</td> </tr> <tr> <td>VL (m/s)</td> <td>5,73E+03</td> </tr> </table>		sens longitudinal		VL (m/s)	5,73E+03	<table border="1"> <tr> <td colspan="2">sens transversal</td> </tr> <tr> <td>VT (m/s)</td> <td>3,12E+03</td> </tr> </table>		sens transversal		VT (m/s)	3,12E+03																									
sens longitudinal																																				
VL (m/s)	5,73E+03																																			
sens transversal																																				
VT (m/s)	3,12E+03																																			
Détermination coefficient matériau																																				
λ 1,07E+11		μ 7,72E+10																																		
landa= module de coulomb																																				
E (GPa) 199,1		ν 0,290																																		
E=module d'young		NU=coeff de poisson																																		
Calcul Erreur																																				
		$\Delta m/m$	2,79E-05																																	
<table border="1"> <tr> <td>$\Delta L/L$</td> <td>#DIV/0!</td> </tr> <tr> <td>$\Delta l/l$</td> <td>#DIV/0!</td> </tr> <tr> <td>$\Delta h/h$</td> <td>#DIV/0!</td> </tr> </table>		$\Delta L/L$	#DIV/0!	$\Delta l/l$	#DIV/0!	$\Delta h/h$	#DIV/0!	<table border="1"> <tr> <td>$\Delta H/H$</td> <td>6,5475E-07</td> </tr> <tr> <td>$\Delta \emptyset/\emptyset$</td> <td>5,1568E-07</td> </tr> </table>		$\Delta H/H$	6,5475E-07	$\Delta \emptyset/\emptyset$	5,1568E-07																							
$\Delta L/L$	#DIV/0!																																			
$\Delta l/l$	#DIV/0!																																			
$\Delta h/h$	#DIV/0!																																			
$\Delta H/H$	6,5475E-07																																			
$\Delta \emptyset/\emptyset$	5,1568E-07																																			
$\Delta tL/tL$ 1,88E-02		$\Delta tT/tT$ 1,02E-02																																		
$\Delta VL/VL$		$\Delta VT/VT$																																		
$\Delta \lambda$ #REF!		$\Delta \mu$ #REF!																																		
ΔE #REF!		$\Delta \nu$ #REF!																																		

A2-12. Caractérisation par la méthode de sonde à ultrasons : nuance ICH

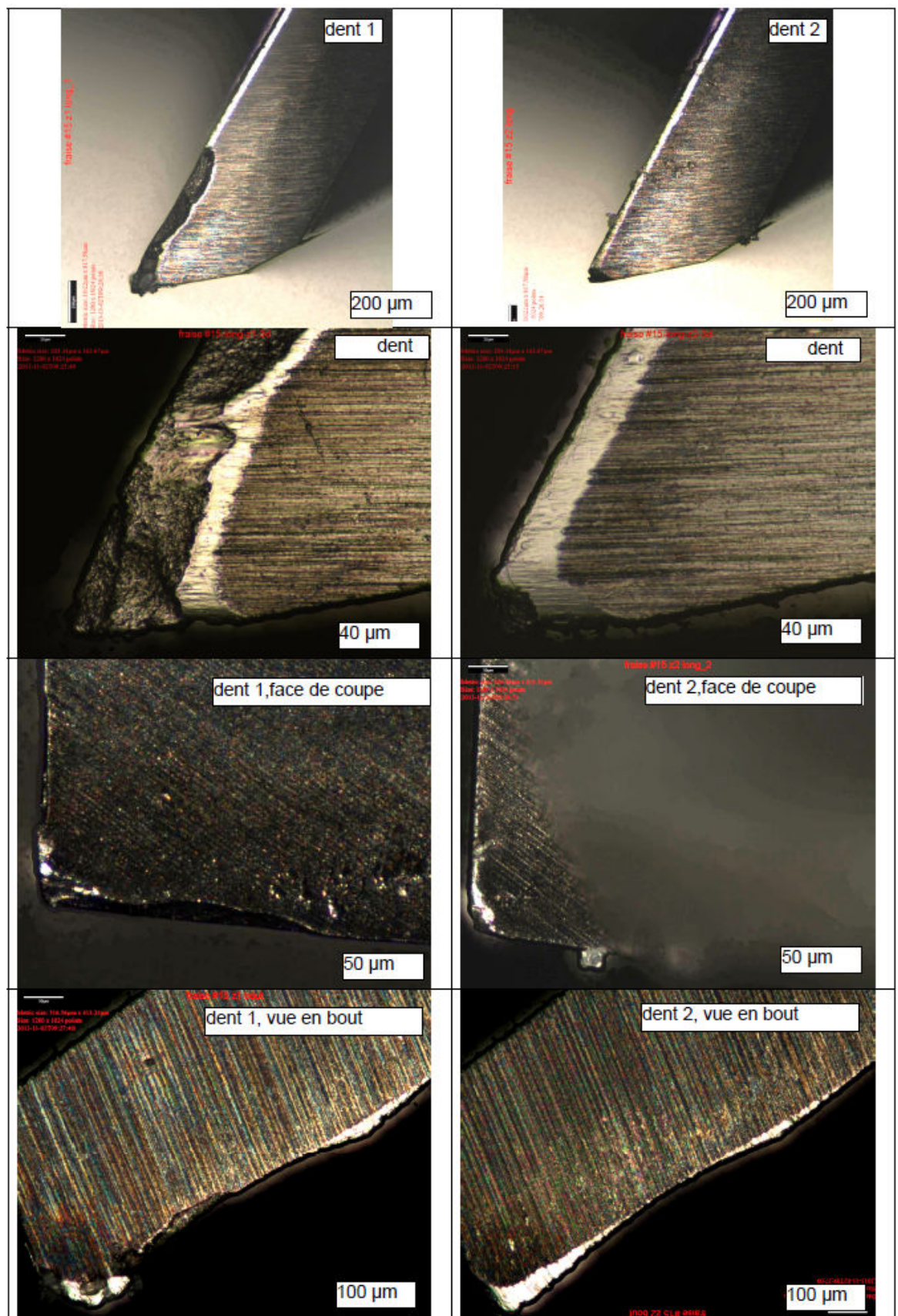
Caractéristiques éprouvette:			316L 1.44.35 ICH		
Longueur dans la direction analyse ^(*) (m) 8,5100E-03			masse en (gr)	24,1227	
			Δm en gr	0,001	
	prisme			cylindre	
analyse --> L	8,51	mm	* direction d'analyse	analyse --> H	0 mm
I	24,025	mm		D	0 mm
h	14,83	mm			
=				=	
volume	3032,034283	mm ³		volume	0 mm ³
ΔL en μm	1,00E-05			ΔH en μm	1,00E-05
ΔI en μm	1,00E-05			$\Delta \emptyset$ en μm	1,00E-05
Δh en μm	1,00E-05				
Volume en (mètre^3)			3,03203E-06		
Masse Volumique					
ρ (kg/m ³)			7 956		
Mesure du temps à valeurs maxi du lobe de la réponse pour écho1 et écho 2					
précision de mesure du temps			Δt en μs	0,1	
sens longitudinal			sens transversal		
tL0 (μs)	0		tT0 (μs)	0	
tL1 (μs)	3		tT1 (μs)	5,52	
tL (s)	3,000E-06		tT (s)	5,520E-06	
			bombé du 1er écho		
			bombé du 2ieme écho		
Détermination masse volumique et vitesse de propagation					
sens longitudinal			sens transversal		
VL (m/s)	5,67E+03		VT (m/s)	3,08E+03	
Détermination coefficient matériau					
λ 1,05E+11			μ 7,56E+10		
landa= module de coulomb					
E (GPa) 195,2			v 0,290		
E=module d'young			NU=coeff de poisson		
Calcul Erreur					
			$\Delta m/m$	4,15E-05	
$\Delta L/L$	1,18E-06		$\Delta H/H$	#DIV/0!	
$\Delta I/I$	4,16E-07		$\Delta \emptyset/\emptyset$	#DIV/0!	
$\Delta h/h$	6,74E-07				
$\Delta tL/tL$	3,33E-02		$\Delta tT/tT$	1,81E-02	
$\Delta VL/VL$			$\Delta VT/VT$		
$\Delta \lambda$	#DIV/0!		$\Delta \mu$	#DIV/0!	

A2-13. Caractérisation par la méthode de sonde à ultrasons : nuance ESR

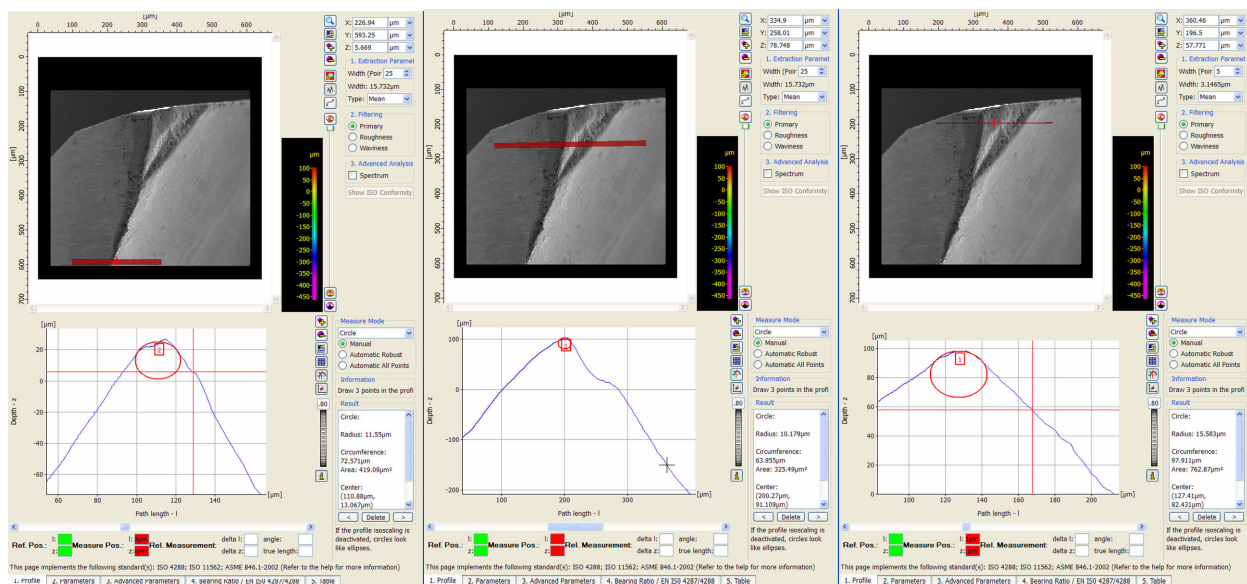
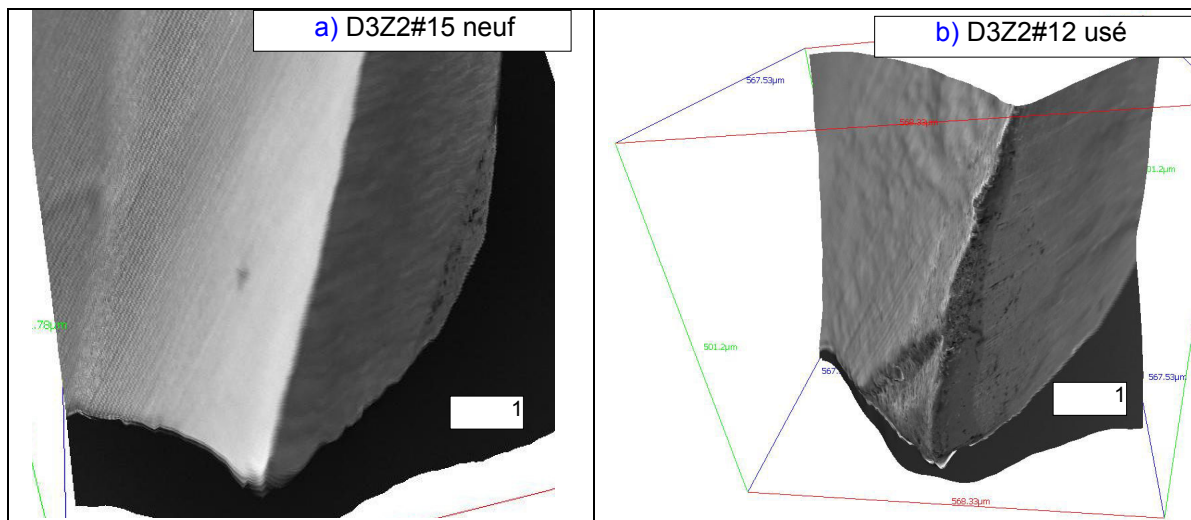
Caractéristiques éprouvette:			316L 1.44.41 ESR		
Longueur dans la direction analyse ^(*) (m) 9,3780E-03			masse en (gr)	38,3918	
			Δm en gr	0,001	
	prisme		* direction d'analyse		
analyse --> L	9,378	mm			
I	17,191	mm			
h	29,105	mm			
volume	4692,226548	mm ³			
ΔL en μm	1,00E-05			cylindre	
ΔI en μm	1,00E-05		analyse --> H	0	mm
Δh en μm	1,00E-05		D	0	mm
	=			=	
			volume	0	mm ³
ΔH en μm	1,00E-05				
$\Delta \emptyset$ en μm	1,00E-05				
Volume en (mètre^3)			4,69223E-06		
Masse Volumique					
ρ (kg/m^3)			8 182		
Mesure du temps à valeurs maxi du lobe de la réponse pour écho1 et écho 2					
précision de mesure du temps			Δt en μs	0,1	
sens longitudinal			sens transversal		
tL0 (μs)	4,105		tT0 (μs)	7,045	bombé du 1er écho
tL1 (μs)	7,405		tT1 (μs)	13,045	bombé du 2ieme écho
tL (s)	3,300E-06		tT (s)	6,000E-06	
Détermination masse volumique et vitesse de propagation					
sens longitudinal			sens transversal		
VL (m/s)	5,68E+03		VT (m/s)	3,13E+03	
Détermination coefficient matériau					
λ 1,04E+11			μ 8,00E+10		
LANDA= module de coulomb					
E (GPa) 205,185			ν 0,283		
E=module d'young			NU=coeff de poisson		
Calcul Erreur à faire...					
			$\Delta m/m$	2,60E-05	
$\Delta L/L$	1,07E-06		$\Delta H/H$	#DIV/0!	
$\Delta I/I$	5,82E-07		$\Delta \emptyset/\emptyset$	#DIV/0!	
$\Delta h/h$	3,44E-07				
$\Delta tL/tL$	3,03E-02		$\Delta tT/tT$	1,67E-02	
$\Delta VL/VL$			$\Delta VT/VT$		
$\Delta \lambda$	#DIV/0!		$\Delta \mu$	#DIV/0!	
ΔE	#DIV/0!		$\Delta \nu$	#DIV/0!	

A4-1. (vide)

A4-2. Observation de l'outil utilisé (COM en Ap) D3Z2#15

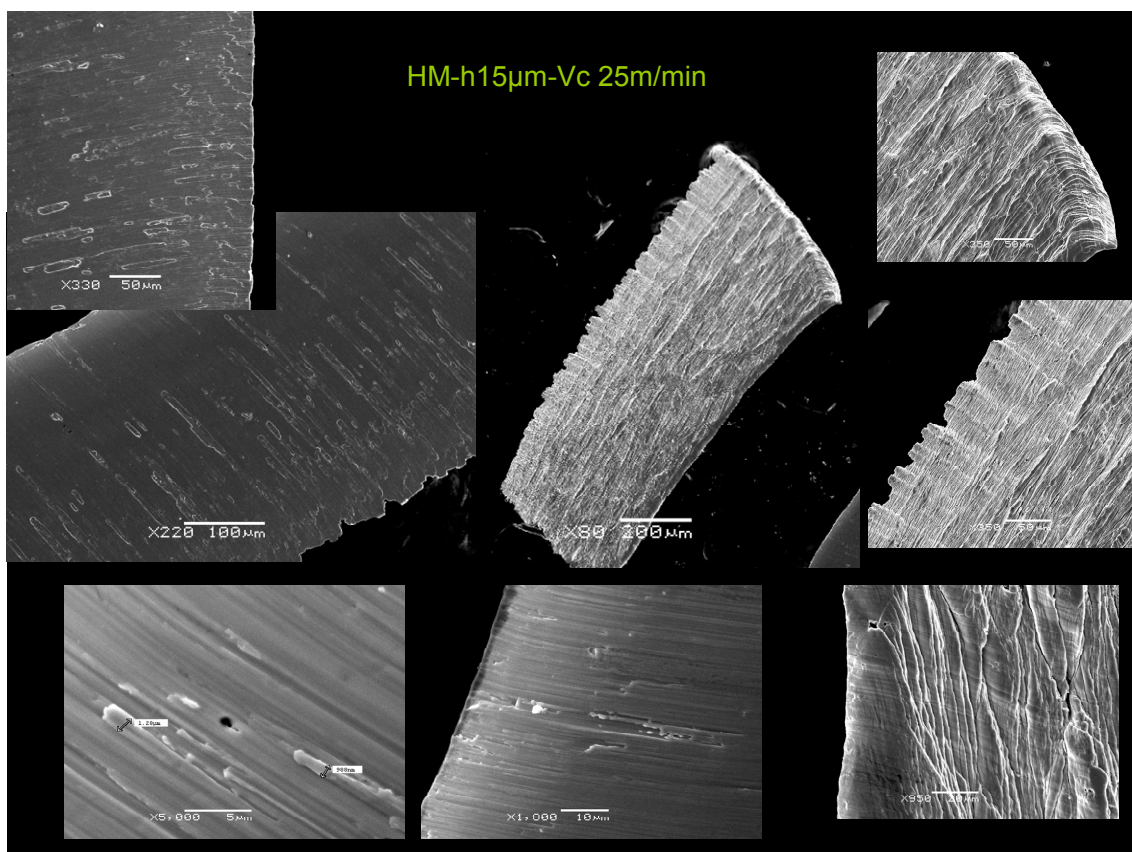
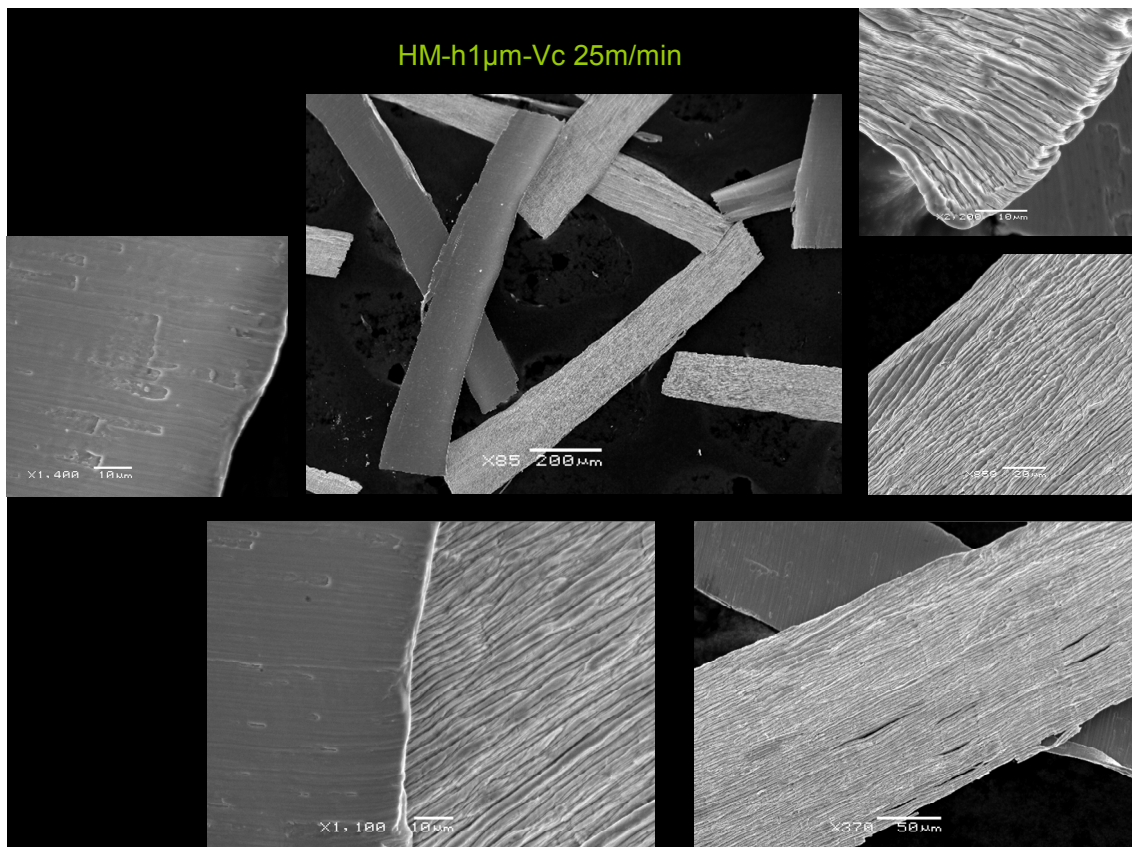


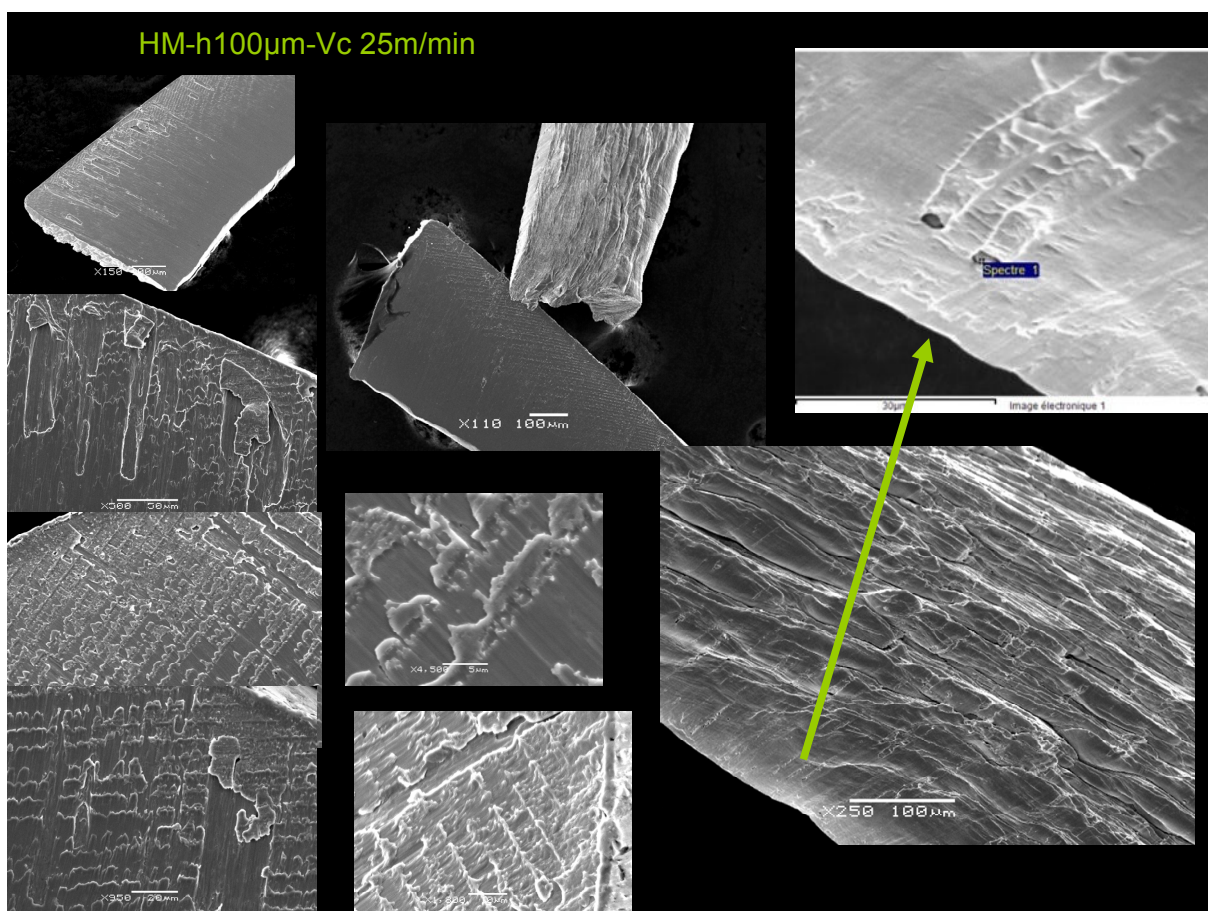
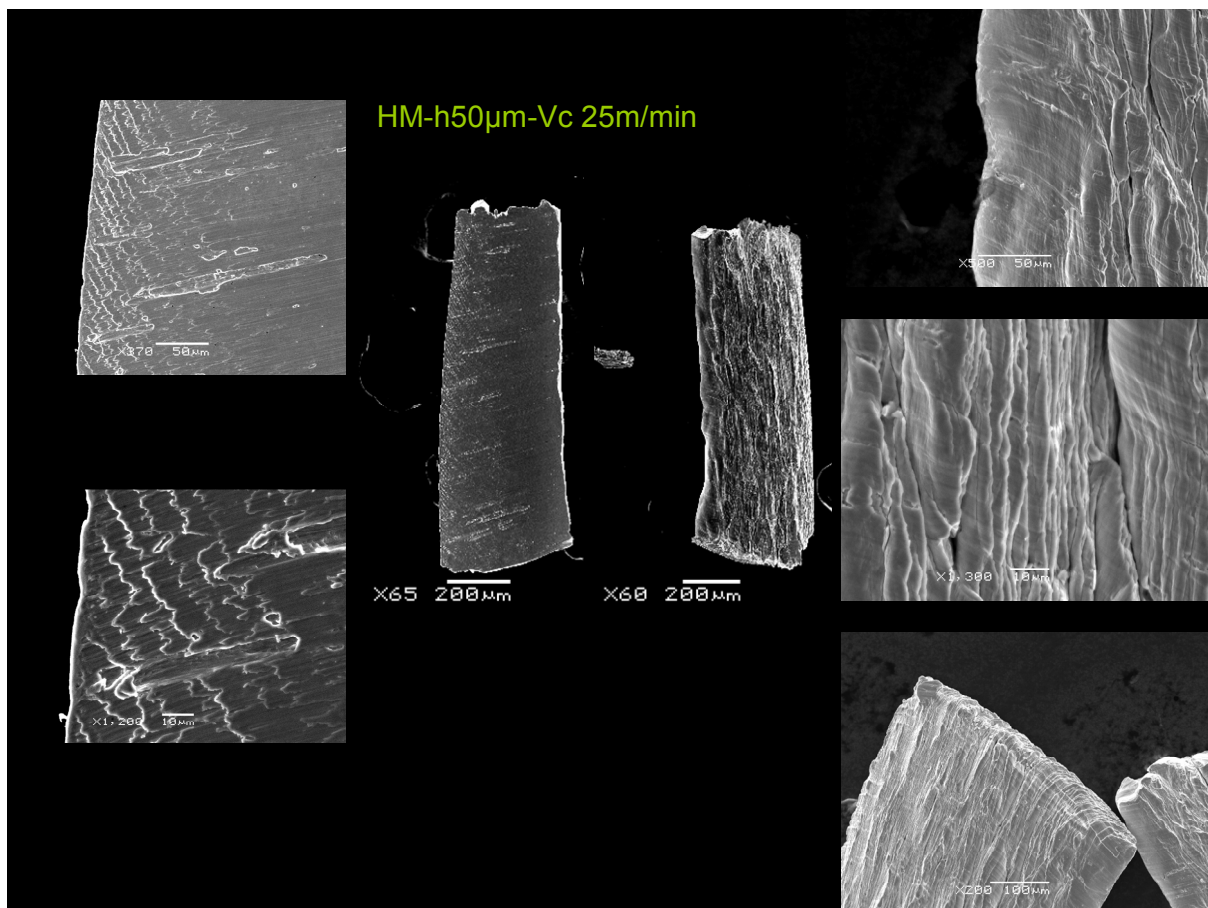
A4-3. Observation en 3D du bec outil D3Z2#15 neuf et D3Z2#12 usé (D3Z2#12 observé après les essais 9, 10 et 11 ayant usiné à $A_p = 100 \mu\text{m}$ constant)

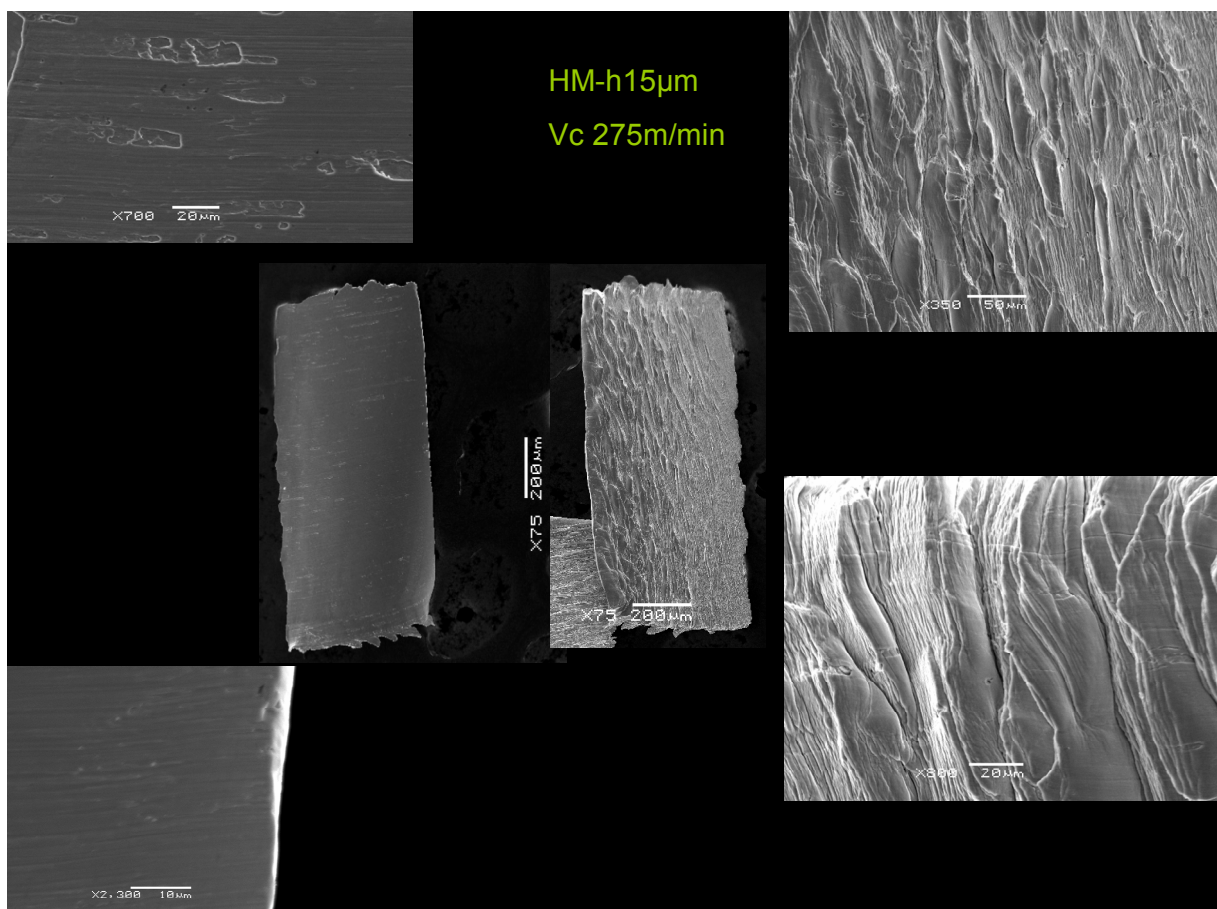
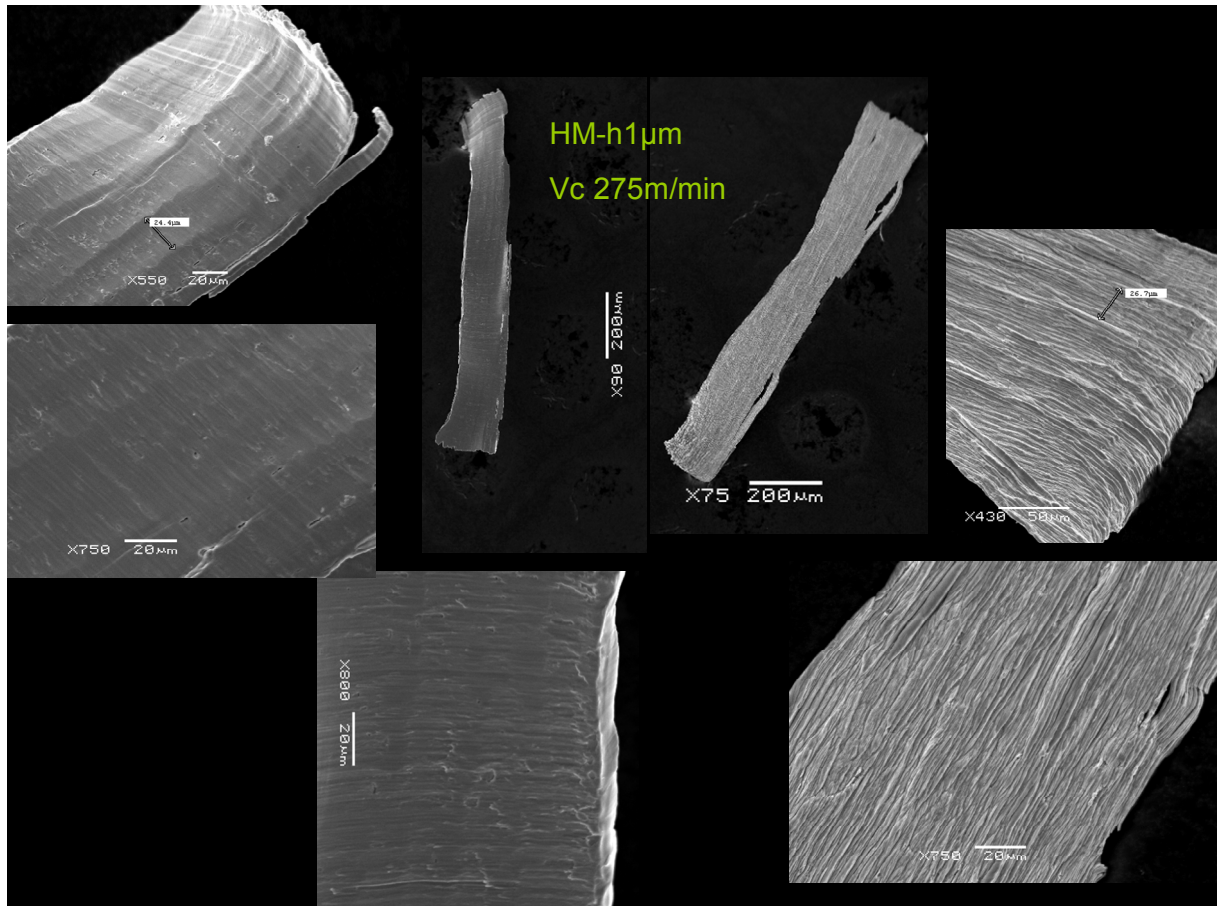


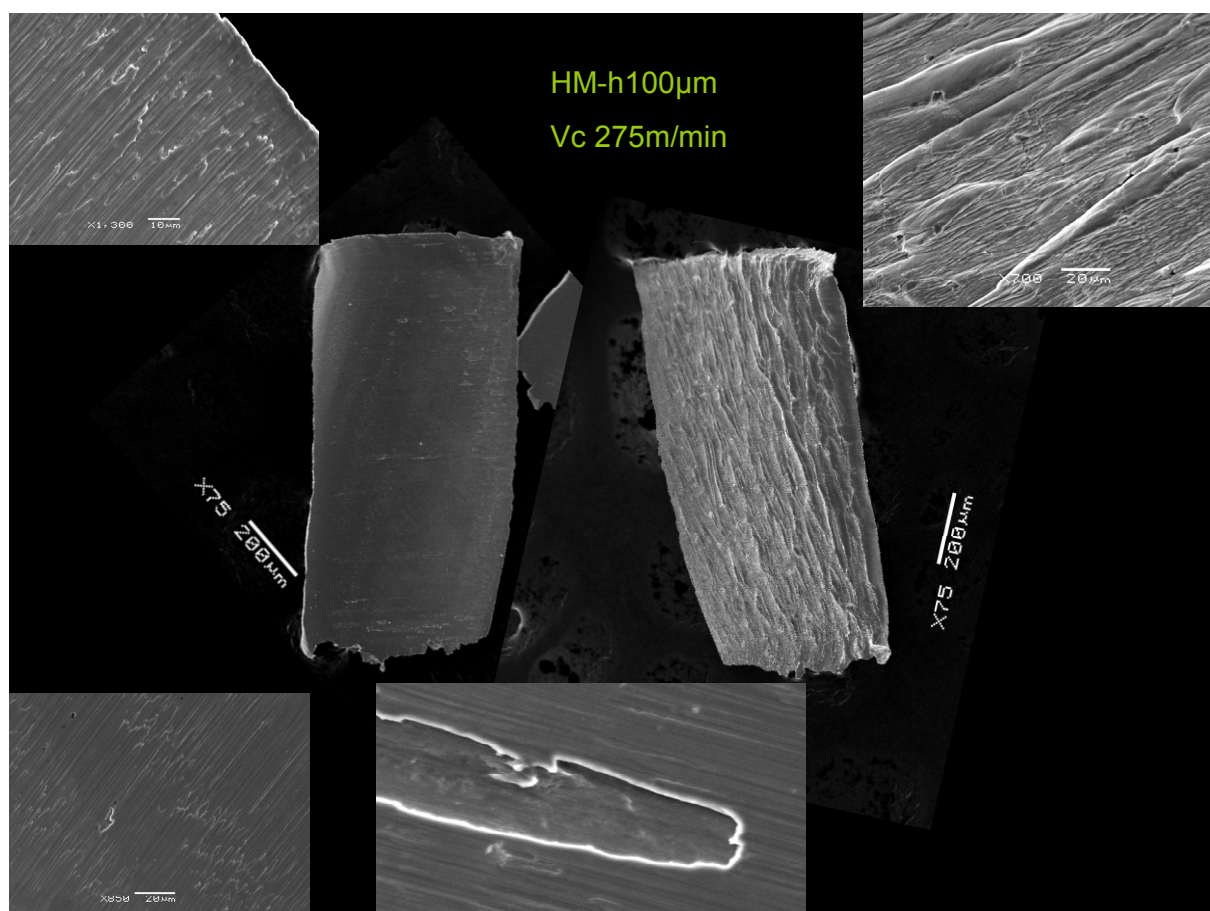
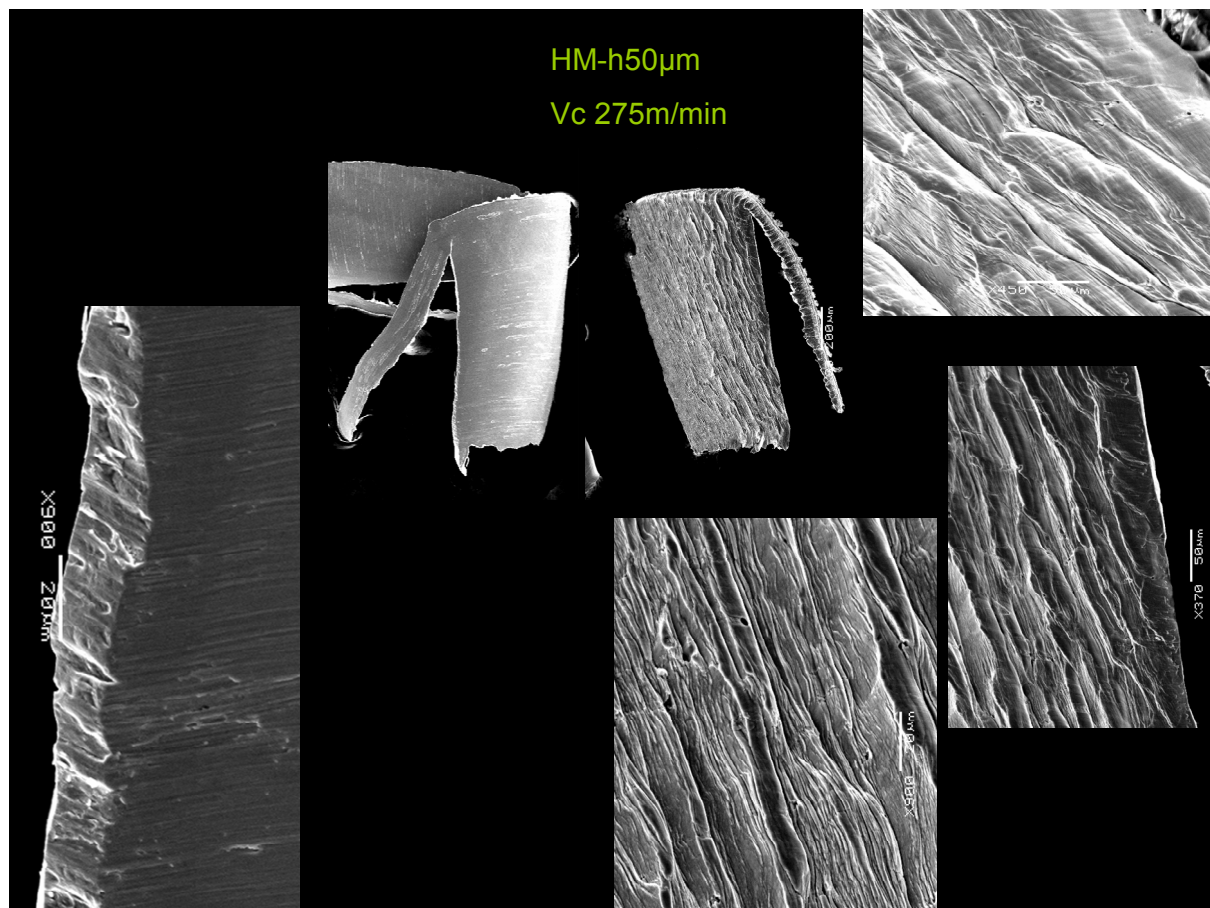
$R_\beta = 11.55 \mu\text{m}$	$R_\beta = 10.18 \mu\text{m}$	$R_\beta = 15.58 \mu\text{m}$
c1) D3Z2#12 à 400 μm du bec	C2) D3Z2#12 à 100 μm du bec	C3) D3Z2#12 à 40 μm du bec

A4-4. Copeau HM (D3Z2, Ae = 1.5 mm, Ap = 1 mm)

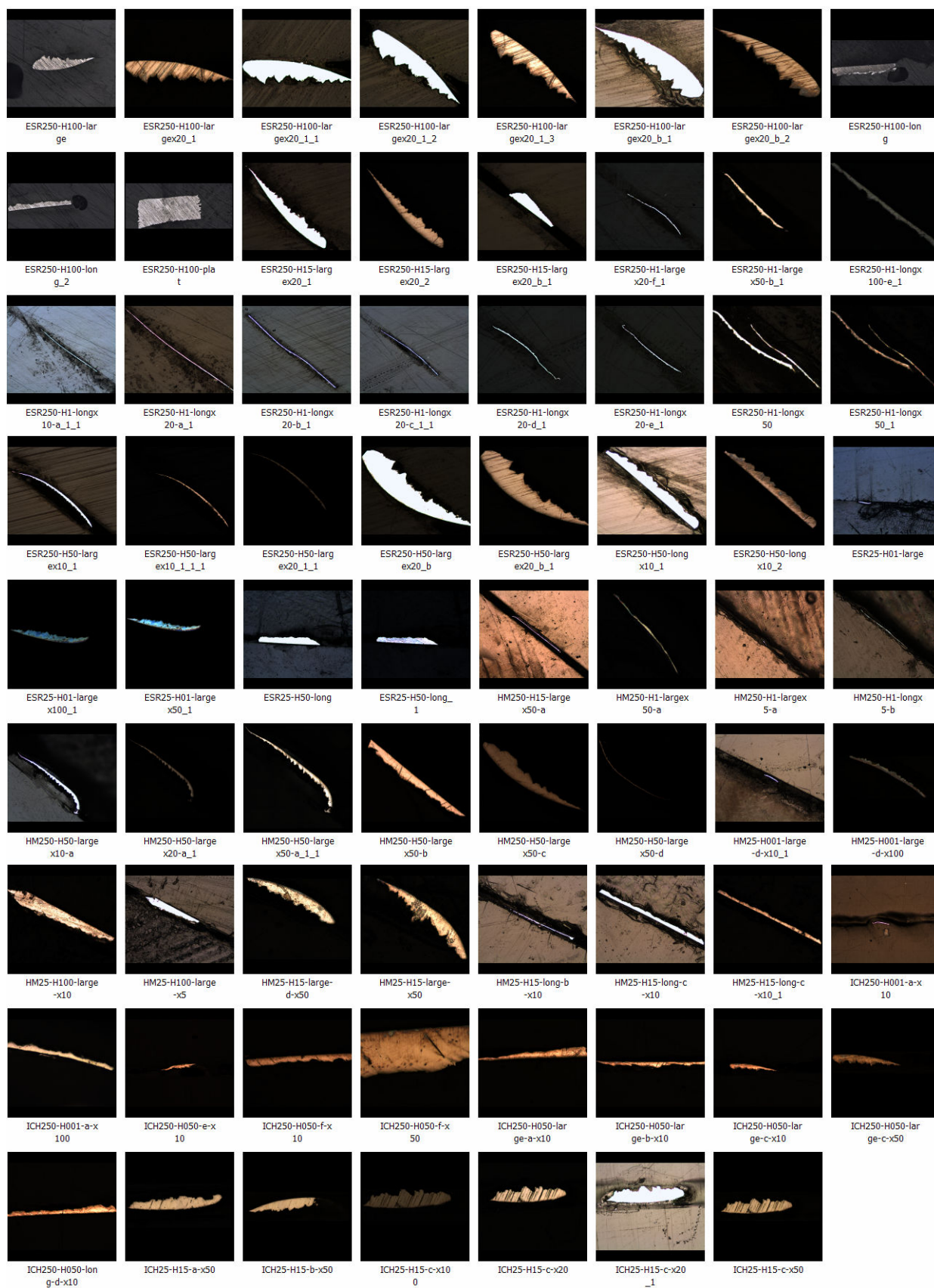








A4-5. Coupe et micrographie des copeaux (D3Z2, $V_c = 250$ ou 25 m/min, $A_e = 1.5$ mm, $A_p = 1$ mm)



A5-1. Programmes d'usinage pour essai

:0002(SP USINAGE AVAL)
M7M8
#137=#145-2.(Y APPROCHE)
#146=[1000*#140]/[3.14159*#141](VITESSE BROCHE)
#146=[#146-38.816]/1.0171(CORRECTION ASS. BROCHE)
#147=[#143*2*#146](AVANCE)
G0G17G90G49M28
M28
M6T#149
S#146M03

G0C0B0
M73M71(BLOCAGE AXE C ET B)
G0G53Z0.
G0X25.(X-5.)
G0Y#137
(FLUCT.S.BROCHE)

G1G09G53Z-#3F100M7M8
G1G09G91Z-#144
G90G4X1.
G1G90G41X25.G09Y#145D#149M100(G42X-5.)
G1G09X24.5Y#145F100(X-4.5)

M27
G4X1
G1G09X11.F#147(X9.)(X11.)(X-3.)(X25.)
G4(X1)(TEMPO SI TRAVERSE)
N8G0G40G91Z20.
G4G90X1.
M28
G90
G49H0
#145=#145+0.25(Y)
#144=#144-#148
M01
M99

:1018(SURFACAGE 10-12-2008)
(G53X-335.2 Y-124.8 Z-65.0H73.05

N2140=2(NUM OUTIL)

N2141=12732(VITESSE)

N2142=1273(AVANCE)

N2143=0.(C PLATEAU)

N7M6T140

N11S141M03

M28

G0G53Z0.

M73

N13G0X-5.Y-0.5B0.

M71

N14G0G53Z-25.M8M7

G1G09G53Z-63.99F100M7M8

N8G1G09G91Z-0.2

G90

F142

G90G4X0.5M27

N18X25.F142

N19Y1.

N20X-5.

N21Y3.

N22X23.

N23Y5.

N24X-5.

N25Y7.

N26X23.

N28Y9.

N30X-5.

N31Y11.

N32X23.

N33Y13.

N34X-5.

N35Y15.

N36X23.

N37Y17.

N38X-5.

Y19.

X23.

N39Y21

X-5.

Y23.

X23.

M28

/Y-1.

N88

/GOTON99

/G90X23.

1=1+0.2

/G1G90Z-1

/G1G90X-5.

1=1+0.2

/G1G90Z-1

IF[1LT2]GOTO88

N99G0G53Z0

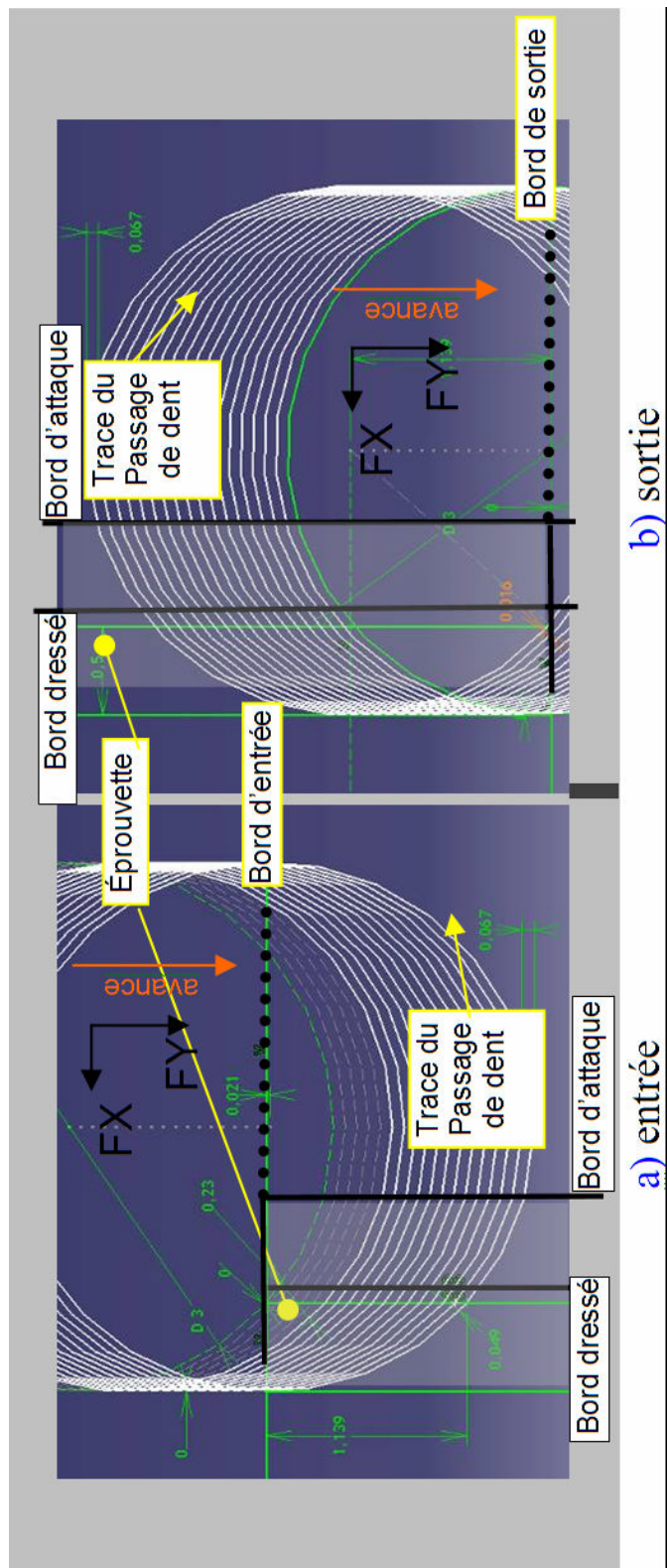
M28M9

N937G53X0Y0Z0M5

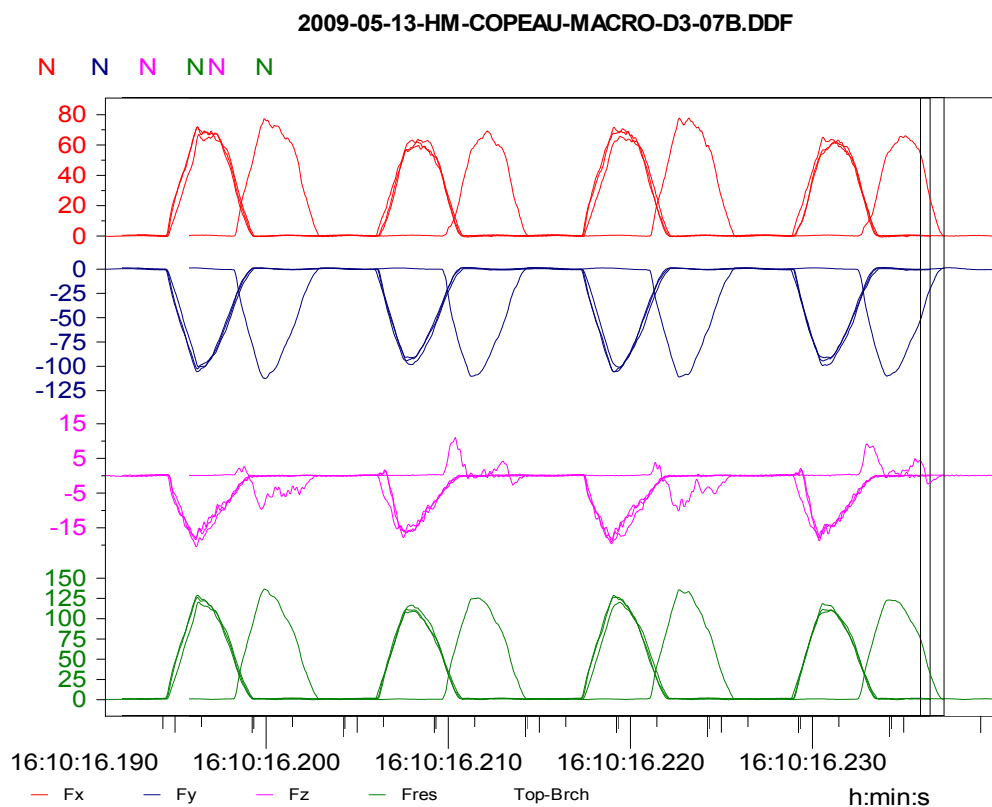
N942M30

:1015(ACQUI KISTLER EN X THESE AVAL COM AP)	#143=0.0010(FZ)
M7M8	M98P0002
#3=66.2790(DECZ SUR OUTIL EN G53)	
#3=20.	#143=0.0100(FZ)
#144=0.05(AP)	M98P0002
#145=19.75(Y DEPART)	
#4=0.001(FIN INCREMENT EN AP)	#143=0.0075(FZ)
#5=4.6(FIN INCREMENT EN Y)	M98P0002
#140=25(VC)	
#141=0.5(DIA)	#143=0.0200(FZ)
#143=0.01(FZ)	M98P0002
#148=0.0(DECROISSANCE AP)	
#149=3(NUMERO OUTIL)	#143=0.0250(FZ)
	M98P0002
N1	
M98P0002	#143=0.00175(FZ)
#143=0.0100(FZ)	M98P0002
M98P0002	#143=0.0100(FZ)
#143=0.0100(FZ)	M98P0002
M98P0002	
	#143=0.0300(FZ)
#143=0.0150(FZ)	M98P0002
M98P0002	
#143=0.0050(FZ)	G0G53Z0
M98P0002	M09
	N200M30
#143=0.0175(FZ)	
M98P0002	
#143=0.0025(FZ)	
M98P0002	

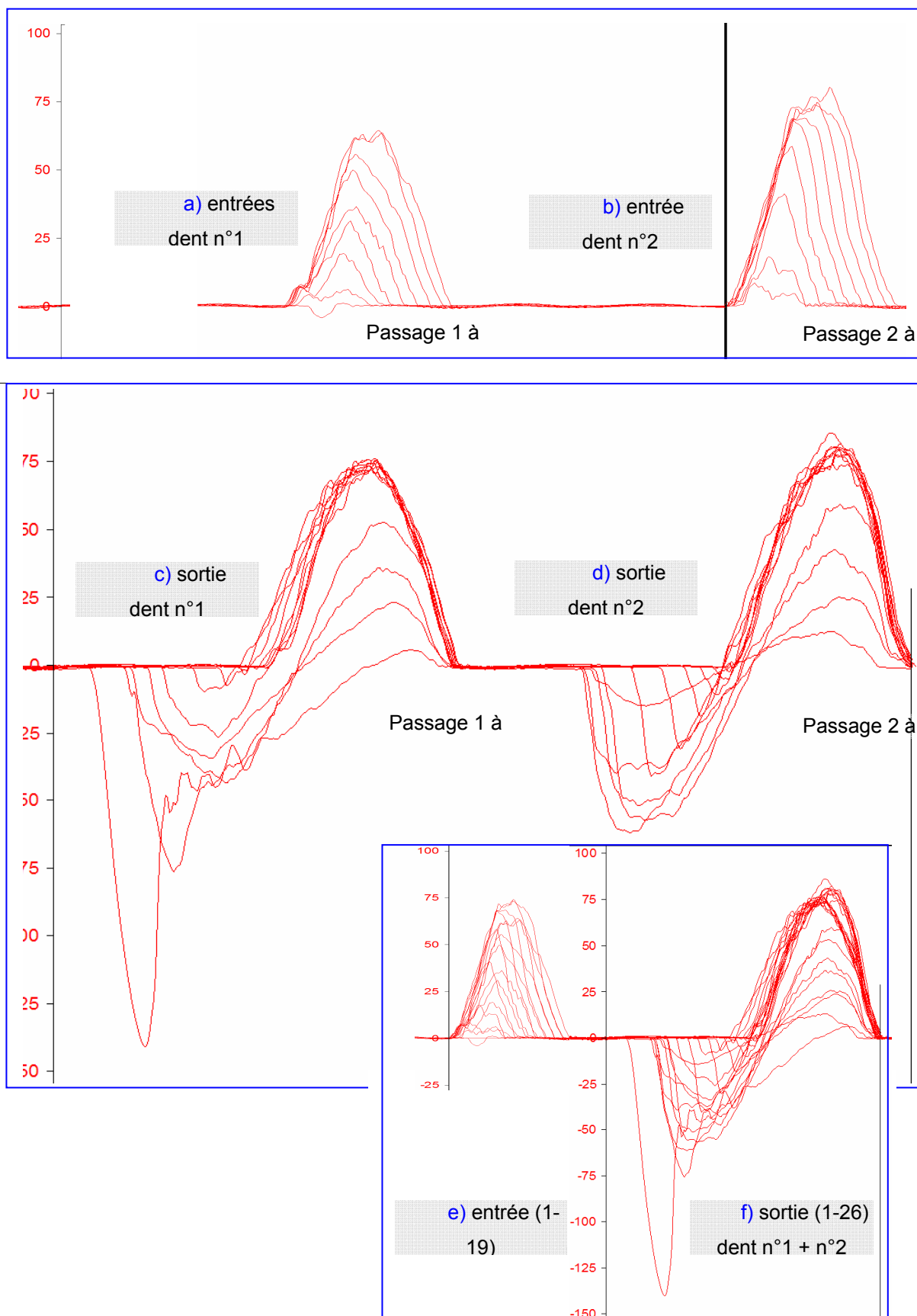
A5-2. Nombre de passages de dent lors en Entrée/ Sortie pour la fraise D3Z2 à $F_z = 67 \mu\text{m}/\text{dt}$ et $A_e = 0,5 \text{ mm}$ (dans le repère X Y platine)



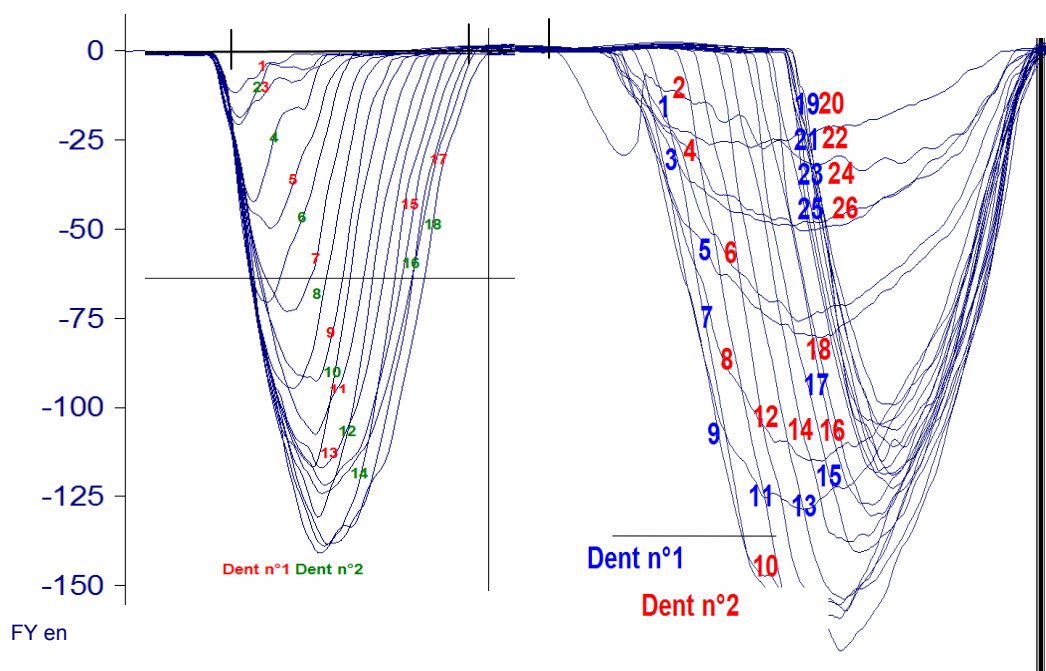
A5-3. Superposition du profil des efforts lors de l'événement B



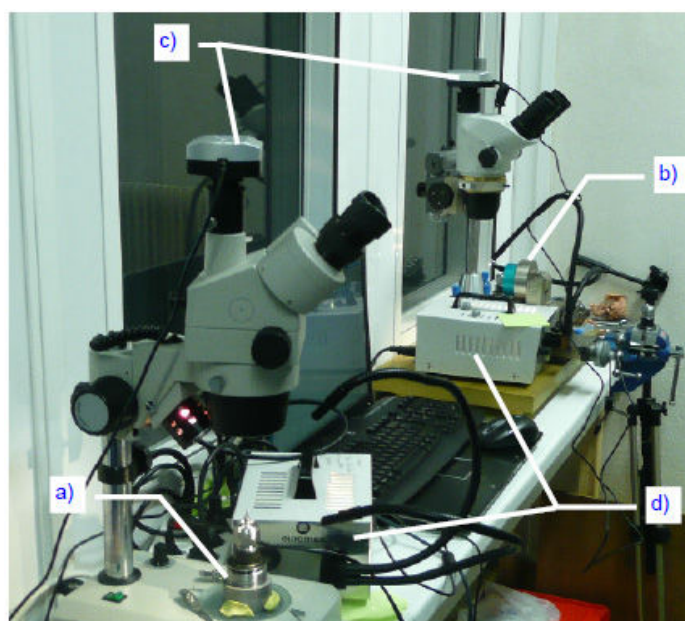
A5-4. Superposition du profil d'effort de coupe FX pour l'E/S fraise D3Z2 (acier 316L HM, passe n° 95, $V_c = 25\text{m/min}$, $F_z = 67\mu\text{m/dt/tr}$, $A_p = 1\text{mm}$, $A_e = 0,5\text{mm}$)



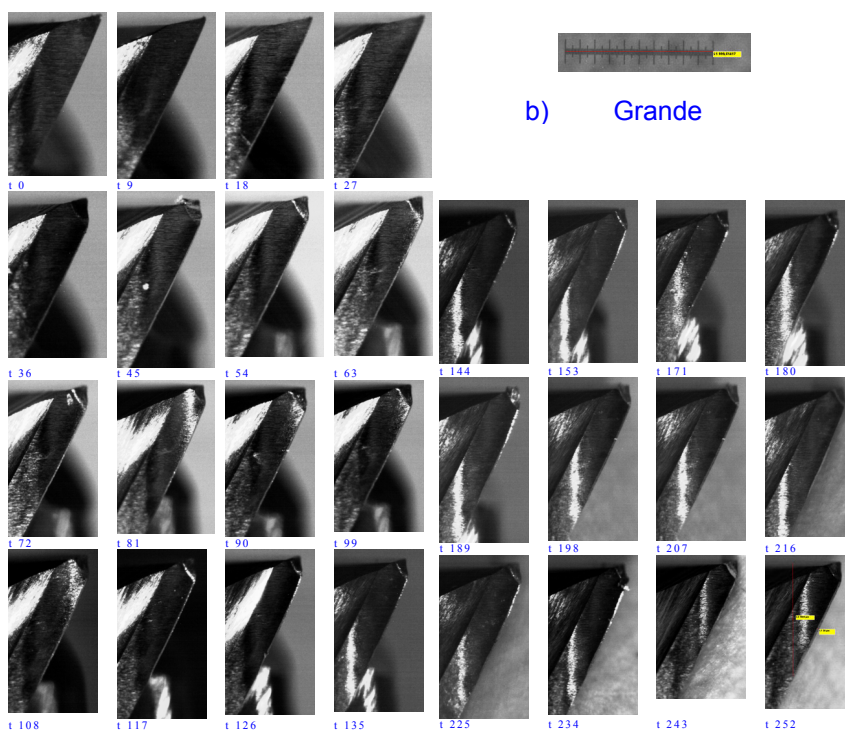
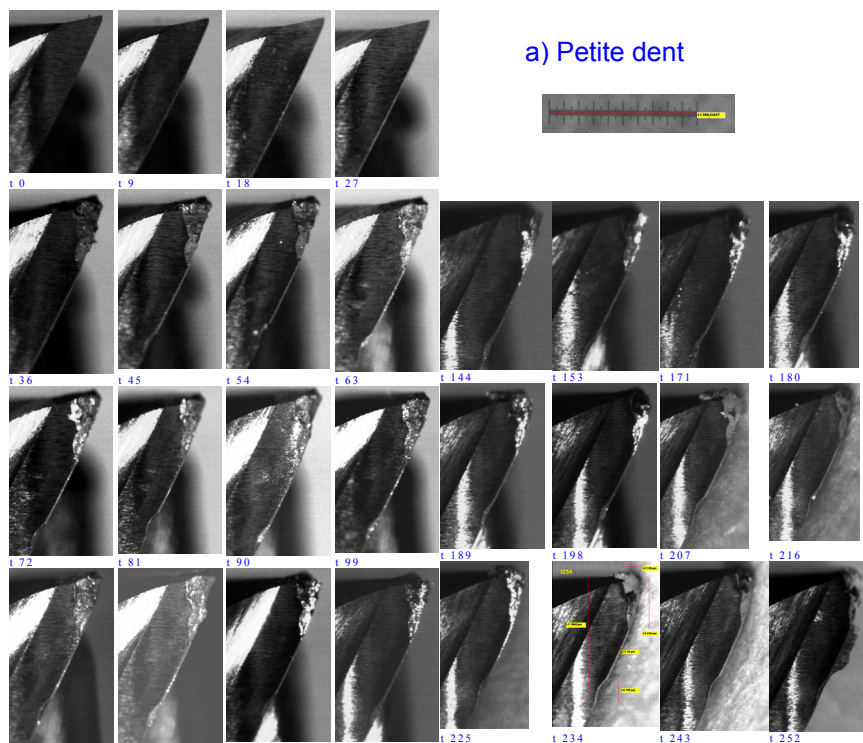
A5-5. Superposition du profil d'effort de coupe FY des deux dents de l'outil lors de :
 a) l'entrée, b) la sortie
 (D3Z2, acier 316L HM, passe n° 95, $V_c = 25 \text{ m/min}$, $F_z = 67 \mu\text{m/dt/tr}$, $A_p = 1\text{mm}$, $A_e = 0.5 \text{ mm}$)



A5-6. Protocole d'acquisition des images avec les deux trinoculaires



A5-7. Diaporama chronologique complet de l'endommagement de la fraise D3Z2#19 : a) Petite dent, b) Grande Dent



A6-1. Fraises droite sans angle d'hélice du catalogue commercial L.BELET SA commercialisée pour l'usinage du laiton en horlogerie



NEW! REF. 111-1

Fraises taille droite - renforcées - 1 dent

Straight cut end mills
1 tooth - reinforced

Gerade genutete Fräser
1 Zahn - verstärkter Schaft

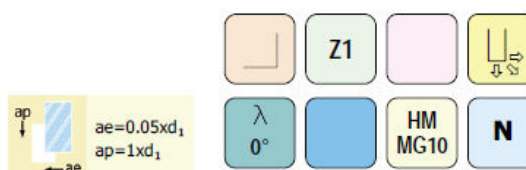
Fresa taglio dritto
1 dente - rinforzato

Recommandé pour / Usage recommendations:			
Matière / Material	Vc [m/min]	Non revêtu / Uncoated	Revêtu / coated
Inox/stainless steel	40 - 90	+	++
Acier/Steel <700 N/mm ²	70 - 100	+	++
Acier/Steel >700 N/mm ²	35 - 80	-	++
Titane/Titan	40 - 80	+	++
Aluminium	150 - 300	+	++
Cuivre/Copper	150 - 300	+	++
Laiton/Brass	90 - 180	+++	-
Or/Gold & Argent/Silver	120 - 170	+++	-
Graphite	200 - 400	-	++
Polymères/Polymers	220 - 350	++	-

$V_f = 0.004 \rightarrow 0.010 \times Z \times d_1 \times n$

Coupe spéciale laiton
Special for brass - "Mirror finishing"

Finition
poli glace



NEW! REF. 111-3

Fraises taille droite - renforcées - 3 dents

Straight cut end mills
3 teeth - reinforced

Gerade genutete Fräser
3 Zähne - verstärkter Schaft

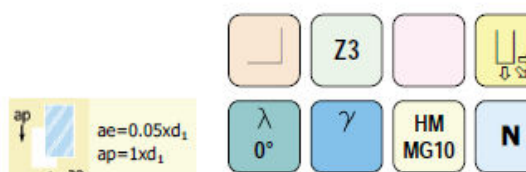
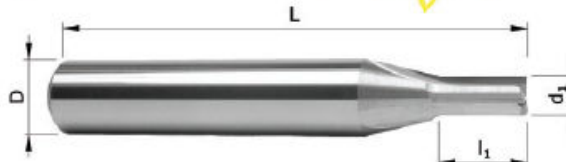
Fresa taglio dritto
3 denti - rinforzato

Recommandé pour / Usage recommendations:			
Matière / Material	Vc [m/min]	Non revêtu / Uncoated	Revêtu / coated
Inox/stainless steel	40 - 90	+	++
Acier/Steel <700 N/mm ²	70 - 100	+	++
Acier/Steel >700 N/mm ²	35 - 80	-	++
Titane/Titan	40 - 80	+	++
Aluminium	150 - 300	+	++
Cuivre/Copper	150 - 300	+	++
Laiton/Brass	90 - 180	+++	-
Or/Gold & Argent/Silver	120 - 170	+++	-
Graphite	200 - 400	-	++
Polymères/Polymers	220 - 350	++	-

$V_f = 0.004 \rightarrow 0.010 \times Z \times d_1 \times n$

Coupe spéciale laiton
Special for brass - "Mirror finishing"

Finition
poli glace



A6-2. Analyse des surfaces usinées avec la micro-fraise « demi-lune » à bec chanfreiné

Etats de surfaces

Pour l'usinage de l'acier 316L HM avec les fraises demi-lune à bec droit et chanfreiné les observations sont similaires :

- stabilité de la rugosité et du passage de dent à $V_c = 25$ m/min, (Fig. A6-1-a),
- bandes similaires aux observations de la Fig. 6-53 (laiton),
- tartinage systématique à $V_c = 50$ m/min dans une bande correspondante au centre outil (Fig. A6-1-b, c, d).

La fraise fléchit dans la direction d'avance. La trace du passage de dent est limitée à $\frac{1}{4}$ ou $\frac{1}{2}$ cercle :

- Pour $V_c = 25$ m/min, les arcs $\frac{1}{2}$ cercle sont de sens opposé à la direction d'avance. C'est peut être le chanfrein du bec qui empêche de marquer profondément la surface lorsque la dent est devant sous une charge moindre,
- Pour $V_c = 50$ m/min, quelque soit F_z , les arcs $\frac{1}{4}$ de cercle sont de même sens que la direction d'avance. La flexion sous charge est peut être plus importante que le retour élastique de l'outil (peut être amorti par le frottement de la face en bout).

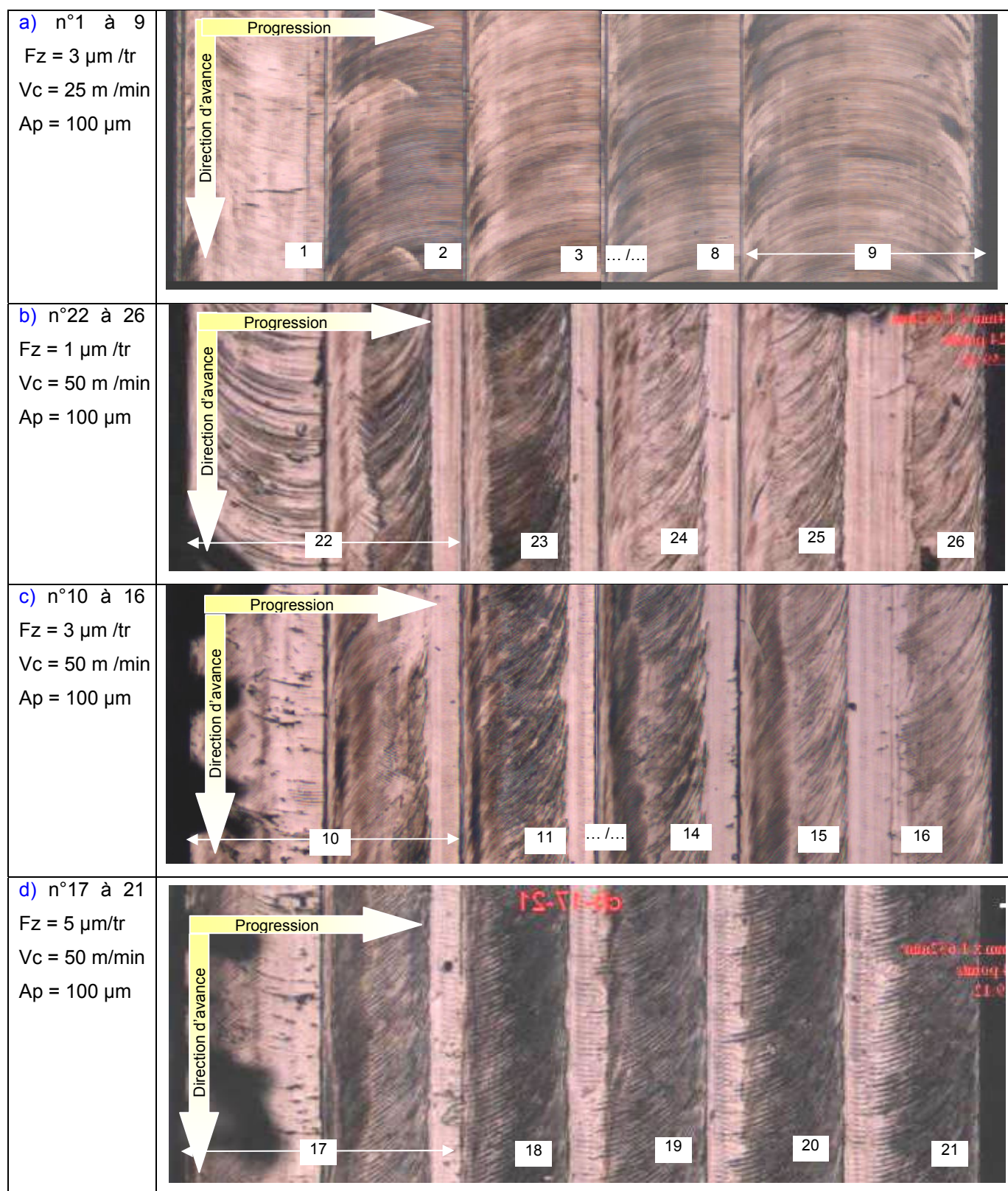


Fig. A6-1 Comparaison des surfaces usinées dans l'acier 316L HM pour différentes V_c et F_z
 (Acier 316L nuance HM, fraise demi-lune à bec chanfreiné Ch#1)

Flexions outil

La fraise fléchit latéralement. La fraise est guidée en contact avec la matière sur $\frac{1}{2}$ tour en rainurage et sur $\frac{1}{4}$ tour en fraisage épaulé. La fraise, soumise aux forces de coupe, fléchit sous la charge sur son côté libre. Cette déviation se mesure en faisant coïncider deux cercles de rayon $250\text{ }\mu\text{m}$ sur la trace du passage de dent : l'un côté avalant, l'autre côté opposition (Fig. A6-2). Ici le côté opposition se fait sur la trace « arrière » et le côté avalant sur la trace « avant ». La déviation correspond à l'écart (mesuré perpendiculairement à la direction d'avance) entre ces 2 centres. En rainurage la déviation est de $30\text{ }\mu\text{m}$, en fraisage épaulé la déviation atteint $55\text{ }\mu\text{m}$. Cela explique que la largeur usinée est moindre que celle attendue.

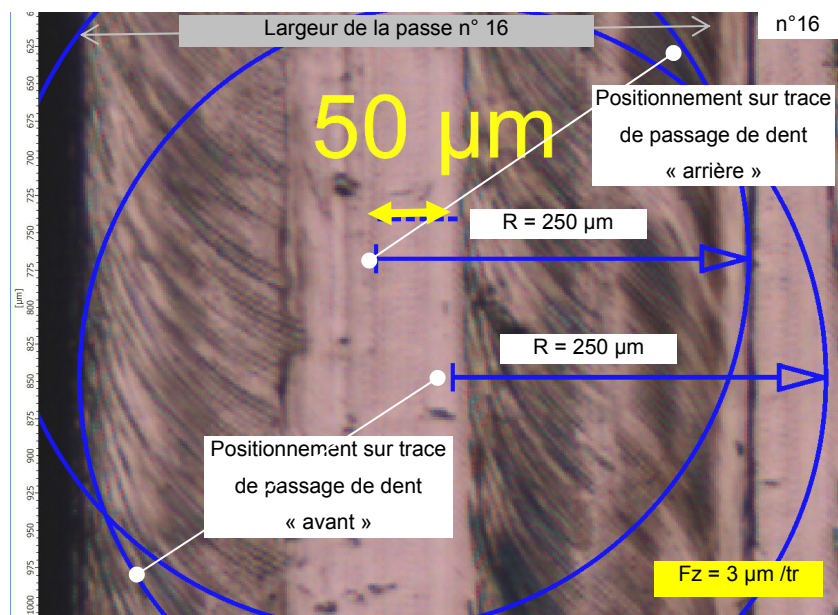


Fig. A6-2 Mesure de la déviation latérale à partir de la trace du passage de dent

(fraise demi-lune Ch#1, acier 316L HM, $V_c = 50\text{ m/min}$, $A_p = 100\text{ }\mu\text{m}$, $A_e = 0.25\text{ mm}$)

La déviation latérale avérée de l'outil est peut être à l'origine de la formation des bandes sur la surface usinée. La déviation est constante et la distance est toujours de $D/2$ ($250\text{ }\mu\text{m}$) entre le bord dressé et le centre outil qui est sur le bord dressé précédent (Fig. A6-3).

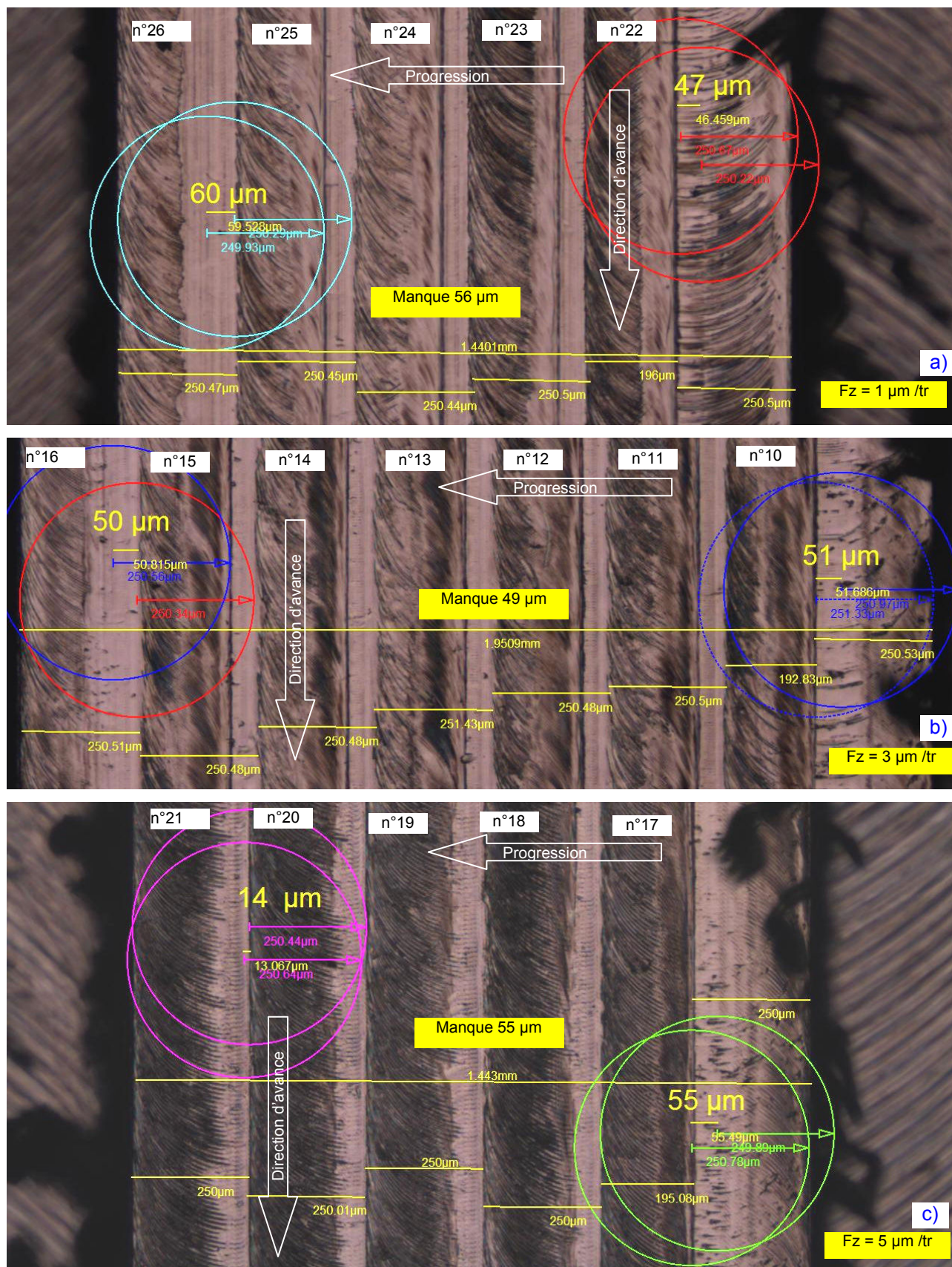


Fig. A6-3 Mesure de la déviation latérale à partir de la trace du passage de dent pour différents F_z (fraise demi-lune Ch#1, acier 316L HM, $V_c = 50 \text{ m/min}$, $A_p = 100 \mu\text{m}$, $A_e = 0.25 \text{ mm}$)

Casse de l'outil à bec chanfreiné

Les deux casses outil (Fig. A6-4) ont eu lieu juste après l'engagement de l'outil en rainurage (respectivement 270 et 240 μm) correspondant approximativement à $D/2$. La casse est peut être liée à une absence de guidage de l'outil par les flancs latéraux de la rainure usinée ne compensant pas la déviation imposée à l'outil. La vue 3D (Fig. A6-4-c) et d)) correspond au moment de la casse outil (ce n'est pas un essai QuickStop volontaire). La dent travaille axialement sur 107 μm et prend une épaisseur copeau de 65 μm . L'avance à la dent programmée est de 3 μm pour un A_p de 100 μm . Cette écart entre l'engagement théorique et réel de la dent est étonnant. Une explication possible serait un refus de coupe aux (21) tours précédents. L'outil compensant par flexion le retard d'avance de la dent voit la pression de contact sur la matière augmenter. A partir d'un seuil, la dent s'engage et coupe en récupérant son retard » par une augmentation de la section coupée.

Dans les 2 cas, au moment de la casse outil, la trace de la dent formée par le plat de la demi-lune est quasi alignée avec la direction d'avance. En ce point de la trajectoire, la section copeau atteint son maximum et la direction des efforts est normale à la direction d'avance. Pour l'outil Ch#21 à l'essai 28, un grain de la microstructure du 316L semble émerger en surface faisant penser au déplacement de la microstructure de l'acier 316L lors de l'usinage sous faible section coupée.

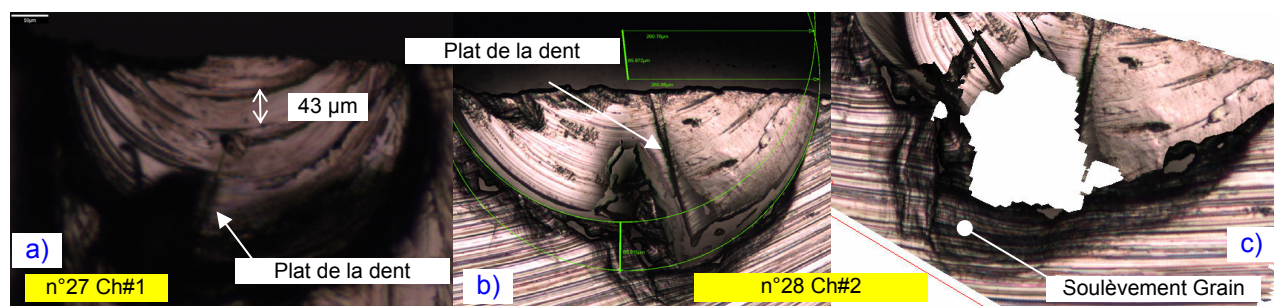


Fig. A6-4 Détails des surfaces pièces lors de la casse des fraises demi-lune à bec chanfreiné

(acier 316L nuance HM, $V_c = 50 \text{ m/min}$, $F_z = 3 \text{ } \mu\text{m/tr}$, $A_p = 100 \text{ } \mu\text{m}$, $A_e = 0.5 \text{ mm}$)

Liste des publications

Conférence 4 M

C. KAN MALEK - G. THUILLIER - P. BLIND- L. GUYOUT: – 4M 2005 Proceedings / First International Conference On Multi-Material Micro Manufacture 29 June - 1 July 2005, Germany / page 71-74

Conférence Industrie 2008 – Symop

L. GUYOUT, G. FROMENTIN, P.PICART : « Micro Fraisage : effets d'échelle », 01 avril 2008, Paris

Conférence Manuf'21 Enise St Etienne – Avril 2008

L. GUYOUT, G. FROMENTIN, P.PICART : « Micro Fraisage : effet d'échelle macro-micro » – 03-04 avril 2008, St Etienne

Conférence Congrès Français de la Mécanique – Aout 2009

L. GUYOUT, G. FROMENTIN, P.PICART : « Effets d'échelle en Micro Fraisage d'un acier inoxydable 316L » – 24-28 aout 2009, Marseille

CETIM infos - octobre 2008 n°204

L. GUYOUT: page de couverture et reportage p38-40 « L'usinage à l'échelle microscopique », octobre 2008

USINABILITE D'ACIERS INOXYDABLES TYPE 316L : APPLICATION AU MICRO-FRAISAGE

Résumé :

Le micro-fraisage (diamètre fraise < 1 mm) permet l'usinage précis de structures en 3D, à des dimensions micrométriques, dans des matériaux d'ingénierie, se plaçant aux frontières de deux mondes : d'une part, le fraisage traditionnel appelé « fraisage macro » et d'autre part, la micro-fabrication et ses techniques dites de « salle blanche ».

L'étude innovante porte sur le micro-fraisage d'aciers inoxydables 316L avec des micro-fraises cylindriques en carbure de tungstène avec un équipement industriel (machine outil commercialisée et non optimisée) permet d'accentuer les nombreuses difficultés technologiques liées à la mise en œuvre du micro-fraisage et d'effectuer directement un transfert de compétences vers l'industrie. L'acier 316L (biocompatible, réputé de difficilement usinable) n'a jamais été étudié en micro-fraisage.

L'étude aborde, au travers de neuf ratios caractéristiques du micro-fraisage, les problématiques de choix de moyens et de méthodes pour caractériser la technique du micro-fraisage.

Après analyses des paramètres de l'étude et des caractérisations des usinages, la définition géométrique optimale d'une micro-fraise innovante est proposée. Sa tenue en service est validée par des tests en usinage dans l'acier 316L, répondant ainsi, à une problématique de coupe négative à basse vitesse de coupe avec des effets d'échelle du matériau.

Une originalité de l'étude est d'aborder l'effet de la population inclusionnaire visant à améliorer l'usinabilité. En comparant les résultats obtenus par micro-fraisage de 2 nuances d'acier 316L, la population inclusionnaire de l'acier 316L n'est pas identifiée comme un facteur améliorant l'usinabilité à l'échelle de la coupe micro.

Mots clés :

Micro-fraisage, acier inoxydable 316L, rayon d'acuité d'arête, effets d'échelle, géométrie de coupe, efforts de coupe, usure, population inclusionnaire

MACHINABILITY OF STAINLESS STEEL 316L TYPE: APPLICATION IN MICRO-MILLING

Abstract :

The micro-milling (tool diameter < 1 mm) target the precise machining of 3D structures to micrometric dimensions, in engineering materials, to be placed at the borders of two worlds : the one hand , the traditional milling called "macro milling" and other hand, the micro-fabrication and its so-called "clean room" techniques.

The innovative study focuses on the micro-milling of 316L steel with carbide micro end mills with industrial equipment (machine tool marketed unoptimized) can caricature the many technological challenges related to the implementation of the micro-milling and make a direct transfer of skills to the industry. 316L steel (biocompatible, reputed difficult to machine) has never been studied in micro-milling.

The study looks at ratios through new features of the micro-milling, the problems of choice of means and methods to characterize micro-milling.

After analysis study parameters and machined parts, the optimal geometric definition of an innovative micro end mill is proposed. Service behavior is validated by testing machining in 316L steel, responding to a question of negative cutting with low cutting speeds and scale effects of the material.

An originality of the study is to address the effect of the inclusion population to improve machinability. Comparing the results obtained by micro-milling two 316L steel grade, the inclusion population of 316L steel is not identified as a factor improving the machinability cutting at micro scale.

Keywords :

Micromachining, milling, 316L stainless steel, tool edge radius, size effects, cutting geometry cutting forces, wear, inclusion population.

laurent.guyout@univ-fcomte.fr

SPIM

■ École doctorale SPIM 16 route de Gray F - 25030 Besançon cedex

■ tél. +33 [0]3 81 66 66 02 ■ ed-spim@univ-fcomte.fr ■ www.ed-spim.univ-fcomte.fr

UFC
UNIVERSITÉ
DE FRANCHE-COMTÉ